
Vysoká škola báňská – Technická univerzita Ostrava

Fakulta strojní

Katedra aplikované mechaniky

Napět'ová a deformační analýza krytu pece

Stress-Strain Analysis of the Furnace Shell

Student:

Martin Šrámek

Vedoucí bakalářské práce:

Ing. Petr Ferfecki, Ph.D.

Ostrava 2018

Zadání bakalářské práce

Student:

Martin Šrámek

Studijní program:

B2341 Strojírenství

Studijní obor:

3901R003 Aplikovaná mechanika

Téma:

Napětová a deformační analýza krytu pece
Stress-Strain Analysis of the Furnace Shell

Jazyk vypracování:

čeština

Zásady pro vypracování:

- 1) Vypracujte stručnou literární rešerši vlivu teploty na napjatost konstrukčních částí.
- 2) Proveďte napětově deformační analýzu krytu pece s uvážením vlivu teploty.
- 3) Analyzujte vliv vybraných konstrukčních parametrů na napětové a deformační pole.
- 4) Zkoumejte vliv tuhosti připojovacího potrubí.
- 5) Vybrané výpočtové analýzy realizujte ve dvou softwarech pro inženýrské výpočty (např. ANSYS, COMSOL, NASTRAN/PATRAN a jiných).

Seznam doporučené odborné literatury:

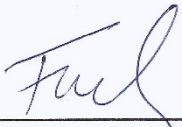
- [1] Příhoda M., Rédr M.: Základy tepelné techniky, SNTL - Nakladatelství technické literatury, Praha, 1991, 680 stran, ISBN 80-03-00366-0
- [2] Kuneš J.: Modelování tepelných procesů, SNTL - Nakladatelství technické literatury, Praha, 1989, 423 stran, ISBN: 80-03-00134-X
- [3] Klečková M.: Nestacionární teplotní pole a napjatost ve strojních částech, SNTL - Nakladatelství technické literatury, Praha, 1979, 280 stran
- [4] Höschl C.: Vliv teploty na napjatost a pevnost částí, Dům techniky ČSVTS Praha, Ústav termomechaniky ČSAV, Praha, 1986, 126 stran
- [5] Lienhard IV J. H., Lienhard V J. H.: A heat transfer textbook, Phlogiston Press Cambridge, Massachusetts, USA, 2008, 749 pages
- [6] Jágrová J., Marvalová B.: Některé aplikace a ukázky konkrétních řešení tepelného namáhání těles, Technická univerzita v Liberci, Katedra mechaniky, pružnosti a pevnosti, 2007, 50 stran

Formální náležitosti a rozsah bakalářské práce stanoví pokyny pro vypracování zveřejněné na webových stránkách fakulty.


Vedoucí bakalářské práce: **Ing. Petr Ferfecki, Ph.D.**

Datum zadání: 08.12.2017

Datum odevzdání: 21.05.2018


Ing. Martin Fusek, Ph.D.
vedoucí katedry




doc. Ing. Ivo Hlavatý, Ph.D.
děkan fakulty



Místopřísežné prohlášení studenta

Prohlašuji, že jsem celou bakalářskou práci včetně příloh vypracoval samostatně pod vedením vedoucího bakalářské práce a uvedl jsem všechny použité podklady a literaturu.

V Ostravě 19.5.2018

podpis studenta *Pávek*

Poděkování


Rád bych chtěl poděkovat svému vedoucímu bakalářské práce Ing. Petru Ferneckému za jeho odborné rady a ochotu při vypracování této práce. Dále bych rád poděkoval všem zaměstnancům Katedry aplikované mechaniky, kteří jsou ochotni podělit se o cenné rady všem studentům.

Prohlašuji, že

- jsem byl seznámen s tím, že na moji bakalářskou práci se plně vztahuje zákon č. 121/2000 Sb., autorský zákon, zejména § 35 – užití díla v rámci občanských a náboženských obřadů, v rámci školních představení a užití díla školního a § 60 – školní dílo.
- беру на ве́домі, że Vysoká škola báňská – Technická univerzita Ostrava (dále jen „VŠB - TUO“) má právo nevýdělečně ke své vnitřní potřebě bakalářskou práci užít (§ 35 odst. 3).
- souhlasím s tím, že bakalářská práce bude v elektronické podobě uložena v Ústřední knihovně VŠB – TUO k nahlédnutí a jeden výtisk bude uložen u vedoucího bakalářské práce. Souhlasím s tím, že údaje o kvalifikační práci budou zveřejněny v informačním systému VŠB – TUO.
- bylo sjednáno, že s VŠB – TUO, v případě zájmu z její strany, uzavřu licenční smlouvu s oprávněním užít dílo v rozsahu § 12 odst. 4 autorského zákona.
- bylo sjednáno, že užít své dílo – bakalářskou práci nebo poskytnout licenci k jejímu využití mohou jen se souhlasem VŠB – TUO, která je oprávněna v takovém případě ode mne požadovat přiměřený příspěvek na úhradu nákladů, které byly VŠB – TUO na vytvoření díla vynaloženy (až do jejich skutečné výše).
- беру на ве́домі, že odevzdáním své práce souhlasím se zveřejněním své práce podle zákona č. 111/1998 Sb., o vysokých školách a o změně a doplnění dalších zákonů (zákon o vysokých školách), ve znění pozdějších předpisů, bez ohledu na výsledek její obhajoby.

V Ostravě 19.5.2018

Martin Šrámek
Růžďka 67
Růžďka 756 25

podpis : 

Anotace bakalářské práce

ŠRÁMEK, M. *Napěťová a deformační analýza krytu pece - bakalářská práce*. OSTRAVA: VŠB - Technická univerzita Ostrava, Fakulta strojní, Katedra aplikované mechaniky, 2018, 56 s. Vedoucí práce: Ferfecki, P.

Bakalářská práce se zabývá teplotním namáháním součástí, u kterých je dominantní mechanismus přenosu tepla za pomoci vedení tepla. V této práci je provedeno srovnání analytického výpočtu s výpočtem za pomoci metody konečných prvků na tlustostěnné trubce. V nosné části práce je zkoumán vliv teplotního namáhání krytu pece pro několik konstrukčních variant. Výpočty jsou realizovány v komerčních softwarech ANSYS Workbench a COMSOL Multiphysics. Dosažené výsledky jsou srovnávány s mezním stavem pružnosti a deformace.

Annotation of bachelor thesis

ŠRÁMEK, M. *Stress – Strain Analysis of the Furnace Shell – bachelor thesis* OSTRAVA: VŠB – Technical University of Ostrava, Faculty of Mechanical Engineering, Department of Applied Mechanics, 2018, 56 p. Thesis head: Ferfecki, P.

The bachelor thesis deals with the thermal stress of the mechanical components, where is the dominant heat transfer mechanism assisted by heat conduction. In this work is done the comparison of the analytical calculation with the finite element method on the thick-walled tubes. In the main part of the work is investigated the effect of thermal stress of the furnace shell for several design variants. The calculations are performed in commercial software ANSYS Workbench and COMSOL Multiphysics. The results are compared with the limit state of elasticity and deformation.

Obsah

Seznam použitých značek a symbolů	8
Úvod.....	10
1. Teoretická část	11
1.1. Kondukce – (vedení) tepla	12
1.2. Konvekce – proudění tepla.....	14
1.3. Přenos tepla zářením - sáláním	15
1.4. Vliv teploty na víceosé namáhání	16
2. Praktická část.....	18
2.1. Srovnání analytického výpočtu a MKP.....	18
2.2. Popis pece pro zbavování okují.....	23
2.3. Materiálové vlastnosti krytu pece	24
2.4. Model 1 – válcový tvar krytu pece.....	26
2.5. Model 2 – vlnovcový tvar krytu pece.....	34
2.6. Zkoumání vlivu tuhosti připojovacího potrubí.....	40
3. Závěr	55
4. Seznam použité literatury	56

Seznam použitých značek a symbolů

Latinská abeceda

značení	popis veličiny	jednotka
C_0	součinitel vyzařování absolutně černého tělesa	$\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-4}$
E	modul pružnosti v tahu, (Youngův modul)	Pa
E_f	energie fotonu	J
F	působící síla na konci trubky pro odvod spalin	N
G	modul pružnosti ve smyku	Pa
P	tepelný tok	W
Q	tepelná energie	J
T	termodynamická teplota	K
T_a	povrchová teplota trubky	$^{\circ}\text{C}$
T_b	teplota proudící tekutiny	$^{\circ}\text{C}$
T_0	počáteční (referenční) teplota	$^{\circ}\text{C}$
T_1	teplota na vnitřním poloměru trubky	$^{\circ}\text{C}$
T_2	teplota na vnějším poloměru trubky	$^{\circ}\text{C}$
c	rychlost světla ve vakuu	$\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$
c_p	měrná tepelná konstanta při konstantním tlaku	$\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$
f	frekvence elektromagnetického záření	Hz
h	Planckova konstanta	J.s
l	délka trubky	m
l_0	počáteční délka tyče	m
n	směr normály k povrchu	-
q	hustota tepelného toku	$\text{W} \cdot \text{m}^{-2}$
q_v	hustota tepelného toku způsobená vnitřními zdroji	$\text{W} \cdot \text{m}^{-2}$
q_z	hustota tepelného toku při záření	$\text{W} \cdot \text{m}^{-2}$
r_1	vnitřní poloměr trubky	m
r_2	vnější poloměr trubky	m
u	radiální posuv	m

Řecká abeceda

α	součinitel délkové teplotní roztažnosti	$K^{-1}, ^\circ C^{-1}$
α_k	součinitel přestupu tepla konvekcí	$W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}$
γ	poměrný zkos	-
∇^2	Laplaceův operátor	-
Δl	změna délky tělesa	m
ΔT	rozdíl mezi počáteční a konečnou teplotou	K, $^\circ C$
ε	poměrná deformace	-
ε_z	emisivita	-
λ	součinitel tepelné vodivosti	$W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$
λ_s	vlnová délka elektromagnetického záření	m
μ	Poissonovo číslo	-
ρ	hustota materiálu	$kg \cdot m^{-3}$
$\sigma_{x,y,z}$	normálové napětí elementární krychle ve směrech x, y, z	Pa
σ_r	radiální napětí	Pa
σ_t	tečné napětí	Pa
σ_{z0}	axiální napětí bez působení osově síly	Pa
τ	čas	s
$\tau_{xy, xz, yz}$	smykové napětí elementární krychle	Pa

Úvod

Většina strojních součástí se během provozu určitým způsobem zahřívá. Zahřívání může způsobovat tření, horké proudění plynů atd. V důsledku toho je nutné počítat s tepelnou roztažností materiálu, která by mohla nepříznivě ovlivnit celý stroj, popřípadě způsobit jeho havárii. S tepelnou dilatací je především nutno počítat u parních turbín, spalovacích motorů, pecí, potrubí. Ve strojních součástech dochází ve většině případů k vedení tepla.

Při návrhu součástí je nutno provést potřebné výpočty pro dimenzování součástí a pevnostní kontrolu. Rozmach výpočetní techniky čím dál více usnadňuje analýzy tvarově složitých součástí, které by nebylo možné analytickým postupem zkontrolovat. V této práci je provedeno srovnání analytického výpočtu a výpočtu za pomoci metody konečných prvků na tlustostěnné trubce s různými povrchovými teplotami.

V nosné části práce je analyzován horní díl krytu pece za pomoci metody konečných prvků. Pec slouží k odstranění okují, které vznikají v průběhu ohřevu materiálu pro tváření za tepla, vznikají také mezi jednotlivými tvářecími operacemi. Pec se skládá z jejího vnějšího pláště. Uvnitř tohoto pláště je umístěn horní a spodní díl krytu, které jsou hermeticky spojené za pomoci vodního uzávěru. Pro analýzy byly zkoumány různé konstrukční úpravy právě horního dílu krytu pece.

1. Teoretická část

Základním pojmem v termomechanických soustavách je tepelná energie, zkráceně teplo. Teplo je chápáno jako neuspořádaný pohyb atomů a molekul. Dělí se na vnitřní energii a sdělené teplo. V termodynamice se uvádějí čtyři základní zákony:

- 0. zákon termodynamiky – vyjadřuje závislost při určování teplot. Pokud jsou 2 soustavy A, B o stejné teplotě a soustava B je v rovnováze s další soustavou C, poté musí platit, že soustava C musí být v rovnováze se soustavou A.
- 1. zákon termodynamiky – vyjadřuje zachování energie v izolované soustavě.
- 2. zákon termodynamiky – teplo nemůže při styku dvou těles o různých teplotách samovolně přecházet z tělesa chladnějšího na těleso teplejší.
- 3. zákon termodynamiky – vyjadřuje, že konečným počtem ochlazovacích cyklů nelze dosáhnout teploty 0 K.

Sdílení (šíření) tepla je mechanismus přenosu energie v souladu se zákony termodynamiky. Za účelem popisu tepla, které vyjadřuje změnu energie, je zavedena veličina tepelný tok P . Vyjadřuje množství tepla přenesené přes izotermický povrch za čas τ .

$$P = \frac{Q}{\tau} \quad (1.0.1)$$

Další zavedenou veličinou je hustota tepelného toku q . Jedná se o tepelný tok, který projde určitou plochou S .

$$q = \frac{P}{S}, q = \frac{dP}{dS} \quad (1.0.2)$$

Nyní je zapotřebí vysvětlit způsoby šíření tepla v pevných látkách, kapalinách a plynech. Základní mechanismy sdílení (výměny) tepla jsou:

- kondukci – (vedením),
- konvekci – (prouděním),
- radiaci (sáláním).

Každému ze zmíněných mechanismů výměny tepla je dále věnována samostatná kapitola, viz [1].

1.1. Kondukce – (vedení) tepla

Mechanismus vedení tepla se zejména uplatňuje v pevných látkách, nebo v kapalinách, které nejsou v pohybu. Principem je předávání kinetické energie neuspořádaného pohybu molekul srážkami na sousední molekuly. Tímto způsobem dochází k přenášení tepelné energie. Vedení tepla zvyšují volné elektrony. Z tohoto důvodu jsou kovy nejen dobrými vodiči elektrického proudu, ale také dobrými vodiči tepla.

Hlavním předpokladem k vedení tepla je přítomnost teplotního pole, které je definováno teplotami T ve všech bodech tělesa. Teplotní pole se může zapsat jako funkce, viz [1]

$$T = f(x, y, z, \tau). \quad (1.1.1)$$

Teplotní pole je funkcí tří prostorových souřadnic (x, y, z) . Pokud děj závisí také na čase, je teplotní pole funkcí čtvrté proměnné času τ .

Takový případ je nazýván nestacionárním teplotním polem, resp. nestacionárním vedením tepla. Pokud děj nezávisí na čase, nazývá se stacionárním vedením tepla.

Teplota se může v materiálu měnit ve všech směrech a tato změna vyjadřuje za pomoci parciálních derivací teploty vůči každé souřadnici.

$$\text{grad } T = \left(\frac{\partial T}{\partial x} + \frac{\partial T}{\partial y} + \frac{\partial T}{\partial z} \right) \quad (1.1.2)$$

S teplotním polem úzce souvisí první Fourierův zákon, který říká, že hustota tepelného toku je přímo úměrná zápornému gradientu teploty.

$$q = -\lambda \cdot \text{grad } T = -\lambda \cdot \left(\frac{\partial T}{\partial x} + \frac{\partial T}{\partial y} + \frac{\partial T}{\partial z} \right) \quad (1.1.3)$$

Znaménko mínus v tomto vztahu vyjadřuje, že teplo se předává z oblasti teplejší do oblasti chladnější. V tomto vztahu není uvažována časová složka, jedná se tedy o stacionární vedení tepla. Součinitel tepelné vodivosti λ je fyzikální vlastnost materiálu udávající vhodnost materiálu k vedení tepla. Součinitel se určuje experimentálně. Jeho znalost je velice důležitá pro numerické simulace tepelných dějů, výpočty ohřevů, ochlazování materiálů apod. [2].

V případech nestacionárního vedení tepla platí druhý Fourierův zákon. Tento zákon popisuje Fourierova rovnice vedení tepla. Pro její odvození je zapotřebí zavést určité předpoklady:

- Těleso je tuhé, homogenní a izotropní,
- fyzikální vlastnosti tělesa nejsou závislé na teplotě,
- vnitřní tepelné objemové zdroje jsou v tělese rozmístěny rovnoměrně,
- samotný objem tělesa je mnohem větší než změna objemu tělesa způsobena změnou teploty,
- vedení tepla probíhá za konstantního tlaku.

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = \frac{\lambda}{c_p \cdot \rho} \cdot \nabla^2 T + \frac{q_v}{c_p \cdot \rho} \quad (1.1.4)$$

Fourierova rovnice se může zapsat ve zjednodušených tvarech. První tvar platí pro stacionární vedení tepla s vnitřními objemovými zdroji.

$$0 = \frac{\lambda}{c_p \cdot \rho} \cdot \nabla^2 T + \frac{q_v}{c_p \cdot \rho} \quad (1.1.5)$$

Druhý tvar zanedbává vnitřní teplotní objemové zdroje a je pro nestacionární vedení tepla.

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = \frac{\lambda}{c_p \cdot \rho} \cdot \nabla^2 T \quad (1.1.6)$$

Třetí tvar platí pro stacionární teplotní pole bez vnitřních teplotních objemových zdrojů, viz [1-2].

$$0 = \frac{\lambda}{c_p \cdot \rho} \cdot \nabla^2 T \quad 0 = \nabla^2 T \quad (1.1.7)$$

1.2. Konvekce – proudění tepla

Sdílení tepla konvekcí se uskutečňuje v proudících tekutinách, kdy se teplo sdílí uvnitř proudící tekutiny nebo mezi tekutinou a vnitřním (nebo vnějším) uvažovaným povrchem. Proudící tekutina předává, nebo odebírá teplo z povrchu okolních těles. Příkladem může být voda v radiátorech.

Při konvekci zároveň dochází k vlastnímu vedení tepla látkou, v tom případě se hovoří o konvekčně – kondukčním přenosu tepla.

Konvekce se může podle sil způsobujících proudění rozdělit na dva druhy:

- **Přirozená konvekce** – nejčastěji vyvolaná rozdílem hustot, resp. rozdílem teplot.
- **Nucená konvekce** – vyvolaná externím zásahem do tekutiny. Tekutina je ke svému pohybu nucena. Příkladem může být čerpadlo, blíže uvedeno v [1].

Oba druhy konvekcí probíhají společně, mění se jen jejich podíl v závislosti na rychlosti proudící tekutiny. Při vysokých rychlostech proudění lze zanedbat vliv přirozené konvekce.

Teplotní pole proudící tekutiny popisuje Fourierova-Kirchhoffova rovnice. Tato rovnice se musí řešit společně s Navier-Stokesovými rovnicemi, rovnicí kontinuity a rovnicí popisující závislost mezi stavovými parametry (teplotou, tlakem a hustotou), podrobněji je uvedeno v [2, 3].

Při výpočtu hustoty tepelného toku na rozhraní tekutina a tuhé těleso lze použít zjednodušený výpočet sdílení tepla vycházející z prvního Fourierova zákona a Newtonova zákona [2].

$$q_K = -\lambda \cdot \left(\frac{\partial T}{\partial n} \right) = \alpha_K \cdot (T_a - T_b) \quad (1.2.1)$$

Součinitel přestupu tepla α_K stanovuje intenzitu výměny tepla na rozhraní tekutiny a vnitřním (vnějším) povrchem, např. stěnou. Čím je součinitel vyšší, tím intenzivněji dochází k výměně tepla. Při určení velikosti součinitele přestupu tepla se využívá reálných experimentů.

Matematické vyjádření sdílení tepla prouděním je mnohem náročnější [1] než u vedení tepla.

1.3. Přenos tepla zářením - sáláním

Přenos tepla zářením není vázaný na hmotné prostředí, z čehož plyne, že záření se může vyskytovat i ve vakuu. Přenos energie se v tomto případě uskutečňuje elektromagnetickým vlněním, které se šíří rychlostí světla. Světlo, jak je obecně známo, má vlnově – částicovou povahu, tzv. dualismus světla. V případech, kdy se světlo chová jako vlna, je možno pozorovat tyto jevy: lom světla, odraz světla, interference a ohyb světla. V opačném případě je jeho částicový charakter popsán fotoelektrickým jevem a Comptonovým jevem. Z kvantové teorie vyplývá, že nosičem energie je foton, který se chová jako částice a šíří se rychlostí světla. Energie záření neboli fotonu se vypočte z následujícího vztahu.

$$E_f = h \cdot f = h \cdot \frac{c}{\lambda_s} \quad (1.3.1)$$

Ze vztahu vyplývá, že vyzařovaná energie je větší s rostoucí frekvencí, nebo s klesající vlnovou délkou. Elektromagnetické záření je rozčleněno do kategorií podle rostoucí vlnové délky následovně:

- gama záření ($\lambda_s < 10^{-12}$ m),
- rentgenové záření ($\lambda_s = 10^{-12} - 10^{-9}$ m),
- ultrafialové záření ($\lambda_s = 10^{-9} - 10^{-6}$ m),
- viditelné záření ($\lambda_s = 380 \cdot 10^{-9} - 780 \cdot 10^{-9}$ m),
- infračervené záření ($\lambda_s = 10^{-6} - 10^{-3}$ m),
- mikrovlny ($\lambda_s = 10^{-3} - 1$ m),
- Hertzovy vlny ($\lambda_s = 1 - 10^3$ m).

Sdílení tepla sáláním využívá v největším zastoupení tyto oblasti elektromagnetického záření: ultrafialové, infračervené a viditelné.

Nový pojem, který se zavádí při přenosu tepla zářením je emisivita tělesa ε_z . Emisivita vychází ze schopnosti tělesa pohltit, či odrazit záření. Pro absolutně černé těleso platí, že $\varepsilon_z = 1$. Absolutně černé těleso je takové těleso, které dokáže pohlcovat nebo vyzařovat na každé vlnové délce maximální množství sálavé energie. Emisivita může nabývat hodnot $<1, 0>$. Pro vyzařování šedého tělesa má Stefanův – Boltzmannův zákon tvar, viz [2]

$$q_z = \varepsilon_z \cdot C_0 \cdot \left(\frac{T}{100}\right)^4 \quad (1.3.2)$$

1.4. Vliv teploty na víceosé namáhání

Délkovou roztažnost tyče při zahřátí z referenční na konečnou teplotu popisuje známý vztah

$$\Delta l = \alpha \cdot l_0 \cdot (T - T_0). \quad (1.4.1)$$

Vztah pro délkovou roztažnost lze upravit pro výpočet poměrné deformace.

$$\varepsilon = \frac{\Delta l}{l_0} = \alpha \cdot (T - T_0) = \alpha \cdot \Delta T \quad (1.4.2)$$

Vztahy, které popisují víceosé namáhání při platnosti základních předpokladů pružnosti a pevnosti, jsou označovány jako obecný Hookeův zákon, viz [4]. Tyto rovnice lze uplatnit pouze pro izotropní a homogenní těleso. Při platnosti principu superpozice se řešení teplotních úloh rozdělí na:

- Výpočet deformací způsobených tepelným zatížením.
- Výpočet deformací způsobených vlivem mechanického zatížení.

Z toho vyplývá, že do vztahů obecného Hookeova zákona lze jednoduše přičíst člen způsobující deformaci vlivem tepelného zatížení. Takto upravený Hookeův zákon bývá někdy označován jako Duhamelův – Neumanův zákon, viz [4, 5].

$$\begin{aligned} \varepsilon_x &= \frac{1}{E} [\sigma_x - \mu(\sigma_y + \sigma_z)] + \alpha \cdot \Delta T \\ \varepsilon_y &= \frac{1}{E} [\sigma_y - \mu(\sigma_x + \sigma_z)] + \alpha \cdot \Delta T \\ \varepsilon_z &= \frac{1}{E} [\sigma_z - \mu(\sigma_x + \sigma_y)] + \alpha \cdot \Delta T \\ \gamma_{xy} &= \frac{1}{G} \cdot \tau_{xy} \\ \gamma_{xz} &= \frac{1}{G} \cdot \tau_{xz} \\ \gamma_{yz} &= \frac{1}{G} \cdot \tau_{yz} \end{aligned} \quad (1.4.3)$$

Pro výpočet modulu pružnosti ve smyku G lze použít vztah.

$$G = \frac{E}{2 \cdot (1 + \mu)} \quad (1.4.4)$$

Vztahy pro výpočet poměrných deformací a poměrných zkosů byly odvozeny při uvažování neměnicích se materiálových vlastností v závislosti na teplotě.

V úlohách technické praxe jsou obvykle následující materiálové vlastnosti teplotně závislé:

- Modul pružnosti v tahu,
- součinitel délkové roztažnosti,
- hustota materiálu,
- Poissonovo číslo,
- součinitel tepelné vodivosti,
- měrná tepelná kapacita při konstantním tlaku.

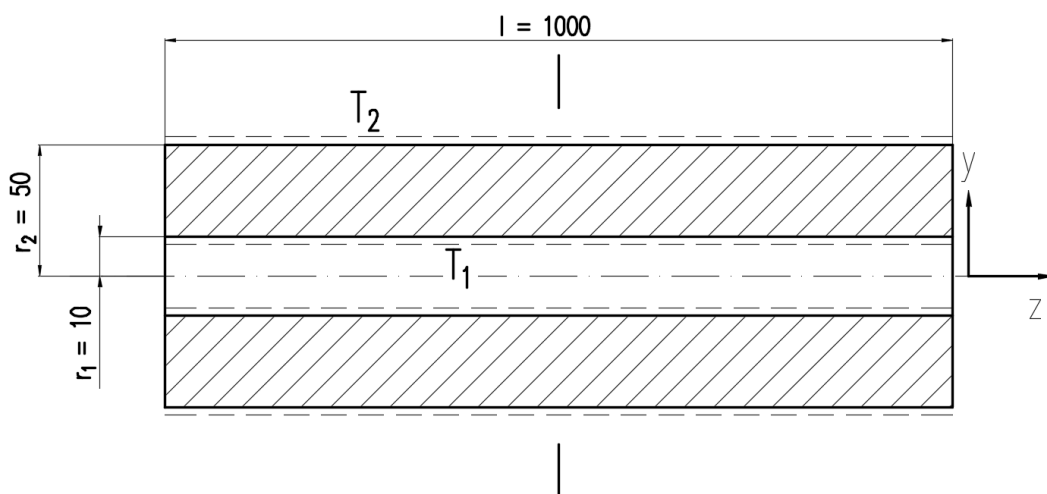
2.Praktická část

2.1. Srovnání analytického výpočtu a MKP

Za účelem ověření nastavení fyzikální podstaty strukturálně teplotní úlohy v prostředí komerčního softwarového programu ANSYS Workbench je provedeno srovnání mezi MKP a analytickým řešením pro úlohu tlustostěnné trubky.

Tlustostěnná trubka z ocelového materiálu je uložena volně, má rozdílné teploty na vnitřním, vnějším povrchu a na čelech je teplotně izolována. Z hlediska sdílení tepla se jedná o úlohu s mechanismem vedení tepla. Úkolem bylo stanovit průběh teploty, radiálního posuvu a složek tenzoru napětí (radiální, tečné a osově složky). Trubka je zadána následujícími rozměrovými a materiálovými vlastnostmi. Obr. 1 ukazuje rozměry trubky a povrchové teploty.

$r_1 = 10 \text{ mm}$, $r_2 = 50 \text{ mm}$, $l = 1000 \text{ mm}$, $E = 210\,000 \text{ MPa}$, $\mu = 0,3$, $T_1 = 120 \text{ }^\circ\text{C}$, $T_2 = 0 \text{ }^\circ\text{C}$,
 $\alpha = 1,2 \cdot 10^{-5} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$, $\rho = 7850 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$



Obr. 1 Tlustostěnná trubka, rozměry v [mm]

Z hlediska vedení tepla se jedná o úlohu stacionární a bez vnitřních teplotních zdrojů viz (1.1.7). Ve výpočtu se tedy vůbec neobjevuje součinitel tepelné vodivosti λ . Po patřičných úpravách lze dostat následující rovnici pro výpočet teploty ve stěně trubky, odvození v [5].

$$T_{(r)} = T_1 \cdot \frac{\ln\left(\frac{r_2}{r}\right)}{\ln\left(\frac{r_2}{r_1}\right)} \quad (2.1.1)$$

Z přístupů pružnosti a pevnosti je tato úloha řešitelná analyticky za pomoci teorie tlustostěnných nádob. Rovnice rovnováhy elementu vyjmuté z trubky ve válcových souřadnicích má tvar [6]

$$\sigma_r - \sigma_t + r \cdot \frac{d\sigma_r}{dr} = 0. \quad (2.1.2)$$

Za předpokladu, že nedochází k deformacím ve směru osy z $\varepsilon_z = 0$, jedná se tedy o rovinnou deformaci. Deformace v ostatních směrech popisují rovnice:

$$\begin{aligned} \varepsilon_r &= \frac{du}{dr} \\ \varepsilon_t &= \frac{u}{r} \end{aligned} \quad (2.1.3)$$

Na základě řešení rovnice rovnováhy (2.1.2), deformačních vztahů (2.1.3), konstitutivních vztahů (1.4.3) a okrajových podmínek se vyřeší pole posuvů a pole napětí.

Okrajové podmínky pro výpočet jsou následující:

- Na poloměru r_1 je zatížení $p_1 = 0 \text{ MPa}$ a teplota $T_1 = 120 \text{ }^\circ\text{C}$.
- Na poloměru r_2 je zatížení nulové $p_2 = 0 \text{ MPa}$ a teplota $T_2 = 0 \text{ }^\circ\text{C}$, zároveň teplota T_2 je referenční teplota okolí.

Při splnění okrajových podmínek platí následující rovnice pro výpočet tří složek napětí. Jedná se o normálová napětí, která jsou zároveň hlavními napětími. Tyto rovnice platí v dostatečné vzdálenosti od konce trubky, kde dochází pouze k rovinné deformaci [5].

$$\sigma_{r(r)} = -\frac{E \cdot \alpha \cdot T_1}{2 \cdot (1 - \mu)} \left[\frac{\ln \left(\frac{r_2}{r} \right)}{\ln \left(\frac{r_2}{r_1} \right)} - \frac{\left(\frac{r_2}{r} \right)^2 - 1}{\left(\frac{r_2}{r_1} \right)^2 - 1} \right] \quad (2.1.4)$$

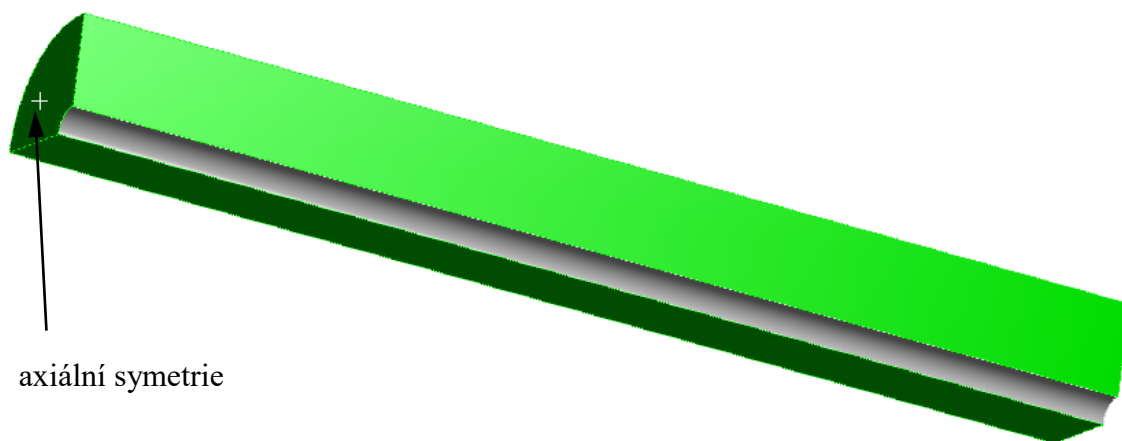
$$\sigma_{t(r)} = -\frac{E \cdot \alpha \cdot T_1}{2 \cdot (1 - \mu)} \left[\frac{\ln \left(\frac{r_2}{r} \right) - 1}{\ln \left(\frac{r_2}{r_1} \right)} + \frac{\left(\frac{r_2}{r} \right)^2 + 1}{\left(\frac{r_2}{r_1} \right)^2 - 1} \right] \quad (2.1.5)$$

$$\sigma_{z0(r)} = -\frac{E \cdot \alpha \cdot T_1}{2 \cdot (1 - \mu)} \left[\frac{2 \cdot \ln \left(\frac{r_2}{r} \right) - 1}{\ln \left(\frac{r_2}{r_1} \right)} + \frac{2}{\left(\frac{r_2}{r_1} \right)^2 - 1} \right] \quad (2.1.6)$$

Radiální posuv lze vypočítat ze vztahu (2.1.3) a za použití Duhamelova – Neumannova zákona (1.4.3) se dostane následující rovnice

$$u_{(r)} = \frac{r}{E} \cdot [\sigma_t - \mu \cdot (\sigma_r + \sigma_{z0}) + E \cdot \alpha \cdot \Delta T]. \quad (2.1.7)$$

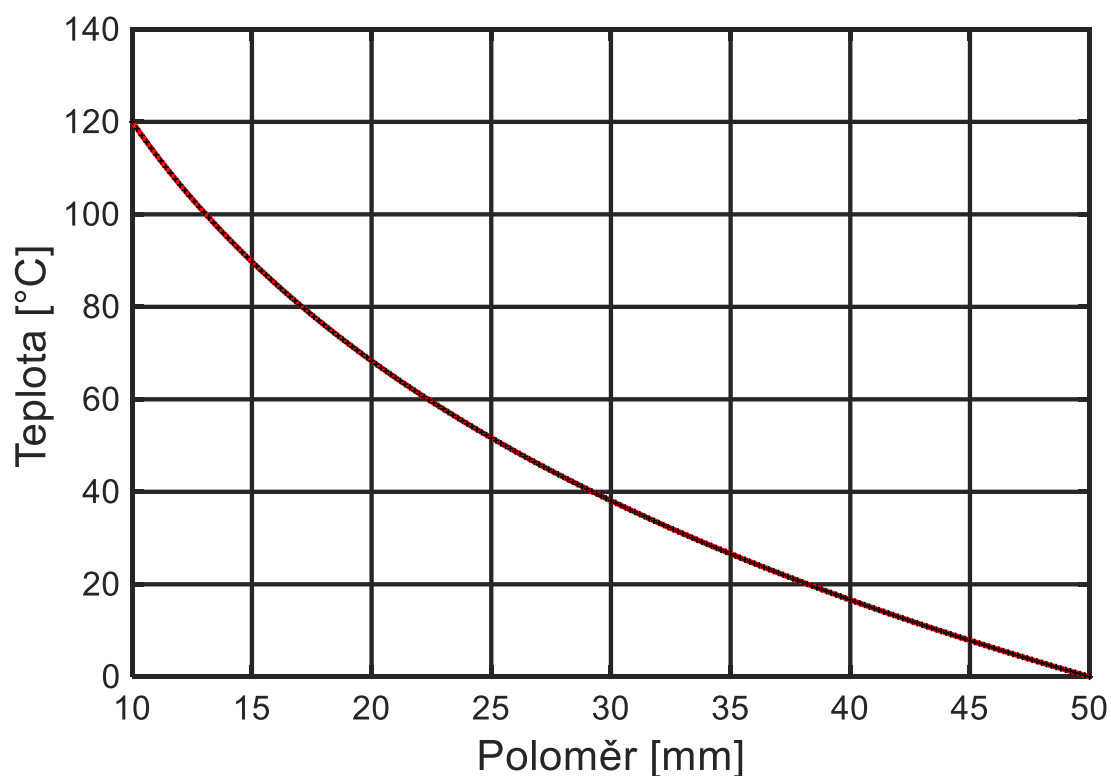
Geometrie úlohy byla vytvořena jako jedna osmina trubky. Sít' byla vytvořena za pomoci prostorových elementů s jedním meziuzlem. Na rovinách řezu byla aplikována okrajová podmínka symetrie viz obr. 2. Podmínka symetrie se při teplotních úlohách chová jako izolovaný povrch. U posuvů dochází k zabránění pohybu v kolmém směru na aplikovanou plochu. Na vnitřním a vnějším povrchu byly nastaveny teploty T_1 a T_2 . Vzhledem k tomu, že analytický výpočet je proveden s předpokladem rovinné deformace, proto jsou z řešení MKP uváženy výsledky v rovině axiální symetrie.



Obr. 2 Geometrický model trubky s vyznačenými plochami pro symetrii

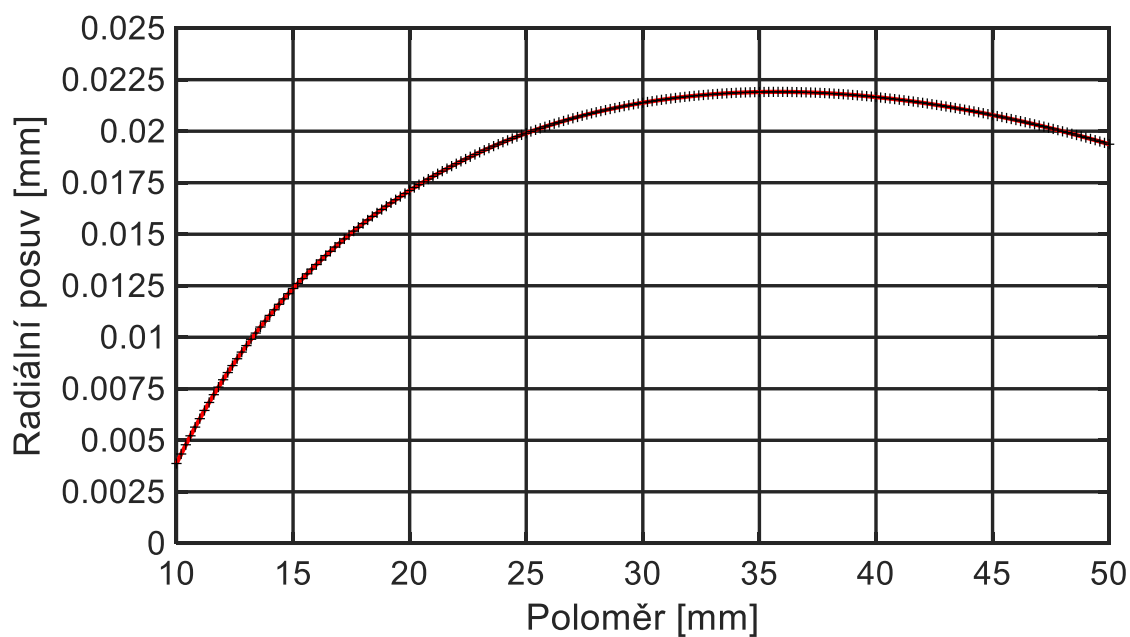
Pro srovnání analytického výpočtu a MKP sloužilo rozložení teplot po tloušťce trubky. Výpočet rozložení teplot ze vztahu (2.1.1) je v grafu vyznačen plnou čarou a teplota vypočtená MKP je zobrazena symbolem černého křížku.

Z obr. 3 je patrné, že analyticky vypočítaná teplota je po celé tloušťce trubky stejná jako z MKP výpočtu.



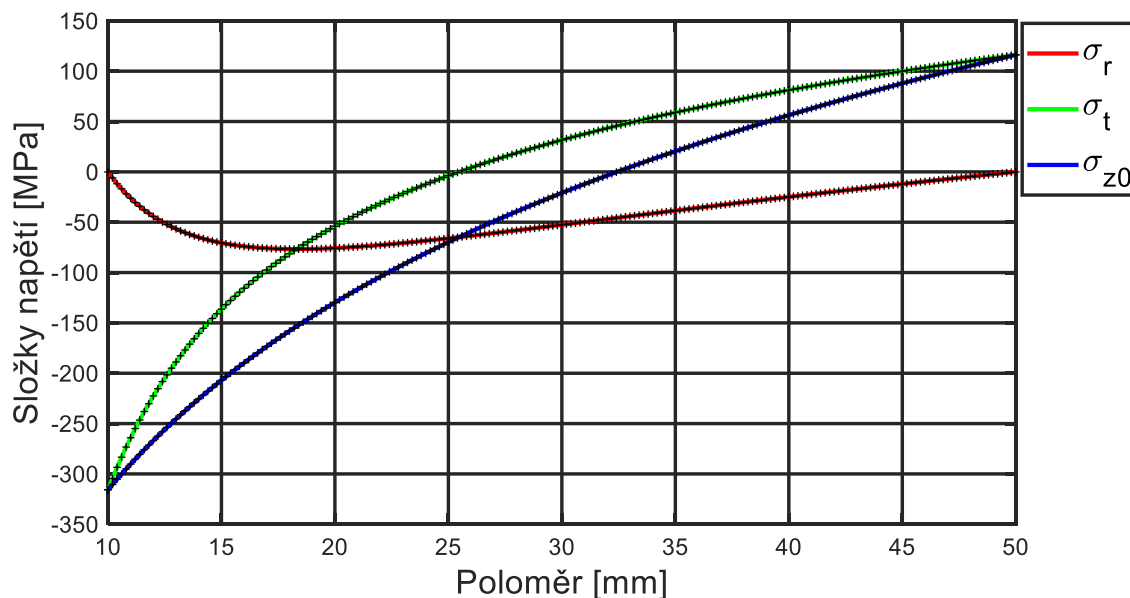
Obr. 3 Průběh teploty po tloušťce trubky

Z podstaty metody konečných prvků, která nejprve vypočítává posuvy, je dalším parametrem pro srovnání radiální posuv. Radiální posuv lze vypočítat ze vztahu (2.1.7). Na obr. 4 je znázorněn radiální posuv, nedochází k významným rozdílům obou způsobů výpočtů.



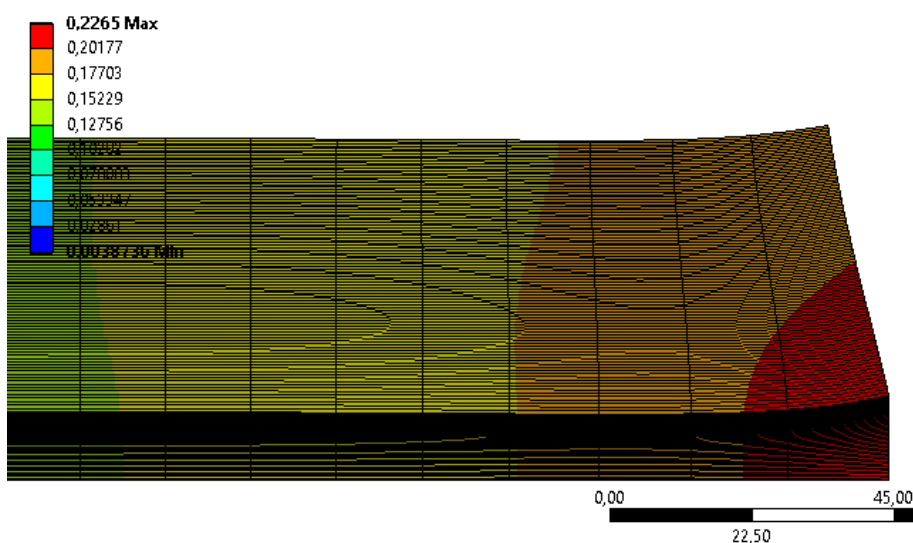
Obr. 4 Radiální posuv po tloušťce trubky

Poslední srovnání bylo provedeno za pomoci složek napětí. Složky napětí lze analyticky vypočítat z již uvedených vztahů (2.1.4 – 2.1.6). Z obr. 5 je patrné, že složky napětí vypočítané MKP a analytickým výpočtem jsou shodné. Při zkoumání radiálního napětí je patrné, že byly dodrženy okrajové podmínky.



Obr. 5 Rozložení složek napětí po tloušťce trubky

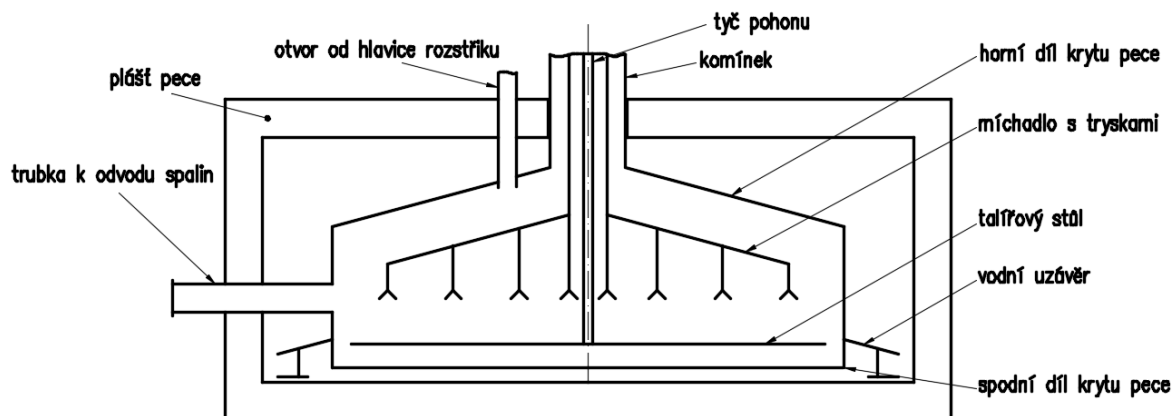
Na obr. 6 je znázorněn celkový posuv na volném konci trubky. Dochází zde k prostorové deformaci v důsledku vyrovnání prodloužení. Vnitřní povrch se v důsledku teplotního gradientu prodloužil a vnější naopak zkrátil. Z toho důvodu dochází k takto charakteristickému posuvu volného konce trubky. Toto chování nelze popsat žádnými předchozími analytickými vztahy (2.1.4 – 2.1.7).



Obr. 6 Detail celkového posuvu na volném konci trubky v [mm], 200x zvětšeno

2.2. Popis pece pro zbavování okují

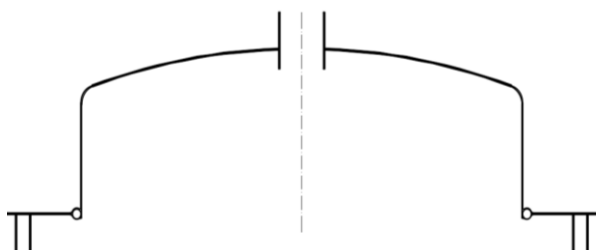
V této práci je pomocí výpočetních simulací analyzován horní díl krytu pece určené k vypalování okují. K ohřevu pece se využívá indukčního principu a základní konstrukční uspořádání pece je schematicky znázorněno na obr. 7.



Obr. 7 Schématické zobrazení pece pro vypalování okují

Během vypalování okují se uvolňují zdraví škodlivé látky do okolní, a proto se vypalování provádí v uzavřené pecní atmosféře. Analyzovaný kryt pece se skládá z horního a spodního dílu, které jsou spojeny s vodním uzávěrem zabráňujícím úniku pecní atmosféry do okolního vzduchu. V peci je talířový stůl se součástmi, ze kterých se vypalují okuje. Nad stolem jsou na míchadle umístěny trysky a pro zajištění jejich rotačního pohybu je v horním dílu pece komínek a v něm je tyč pohonu. Vedle otvoru pro komínek se nachází malý otvor od hlavice rozstříku. V boční stěně horního dílu pece je trubka určená k odvodu spalin.

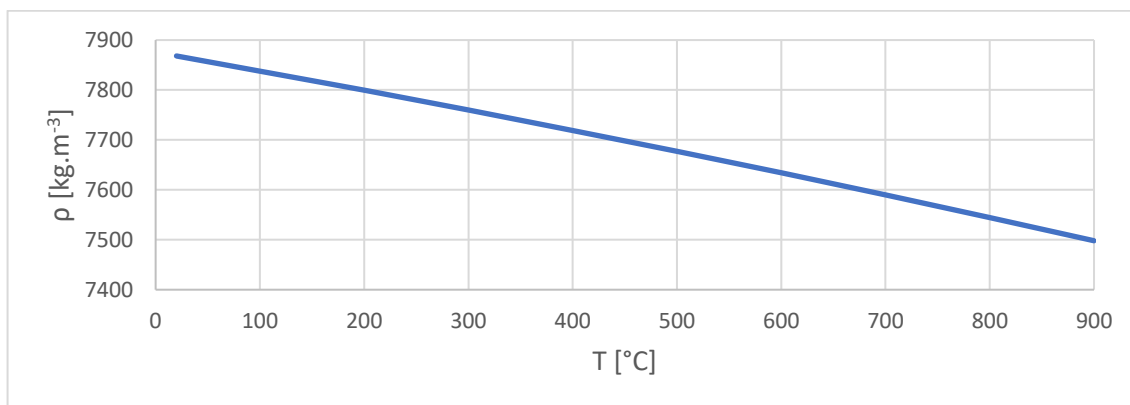
Úkolem je analyzovat pomocí výpočetních simulací vliv teplotního namáhání na napěťové a deformační pole pro vybrané konstrukční varianty horního dílu pece obr. 8. Základní konstrukční návrhy budou ověřeny za zjednodušujícího předpokladu, že pec je rotačně symetrická. U vybrané konstrukční varianty krytu pece bude podrobně zkoumán vliv tuhosti potrubí k odvodu spalin.



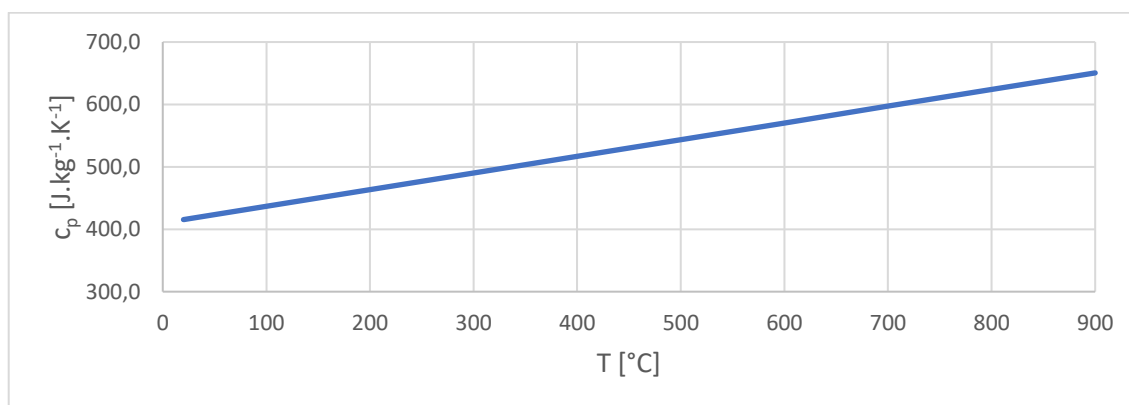
Obr. 8 Náčrt horního dílu krytu pece

2.3. Materiálové vlastnosti krytu pece

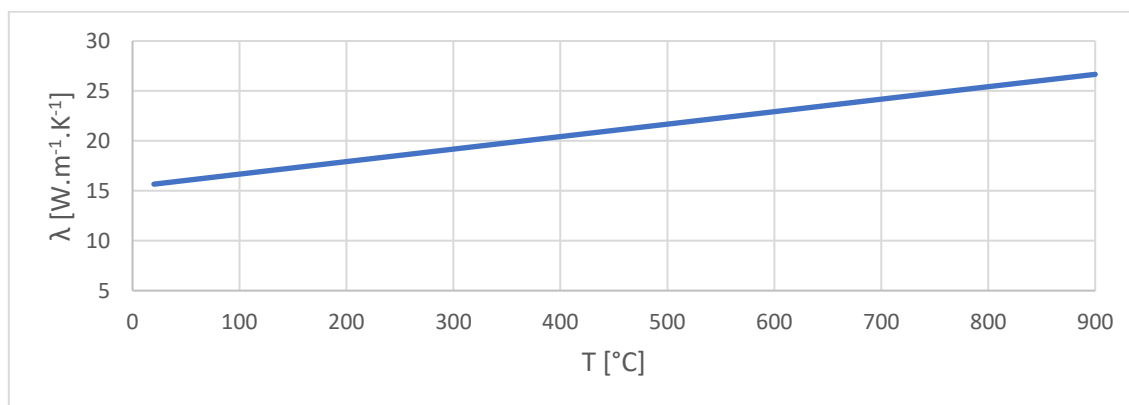
Kryt pece je vyroben z austenitické žáruvzdorné oceli s označením dle EN 1.4845, ekvivalentní označení podle ČSN 17 255. Tato ocel odolává teplotám 1100 °C v oxidační atmosféře. Smluvní mez kluzu $R_{p0,2}$ tohoto materiálu je 210 MPa při 800 °C. Kryt pece je teplotně namáhán v rozsahu teplot 100 °C až 800 °C a proto se musí mechanické a termomechanické vlastnosti materiálu vyjádřit v závislosti na teplotě. Na obr. 9 – 14 jsou vyjádřeny závislosti jednotlivých parametrů na teplotě.



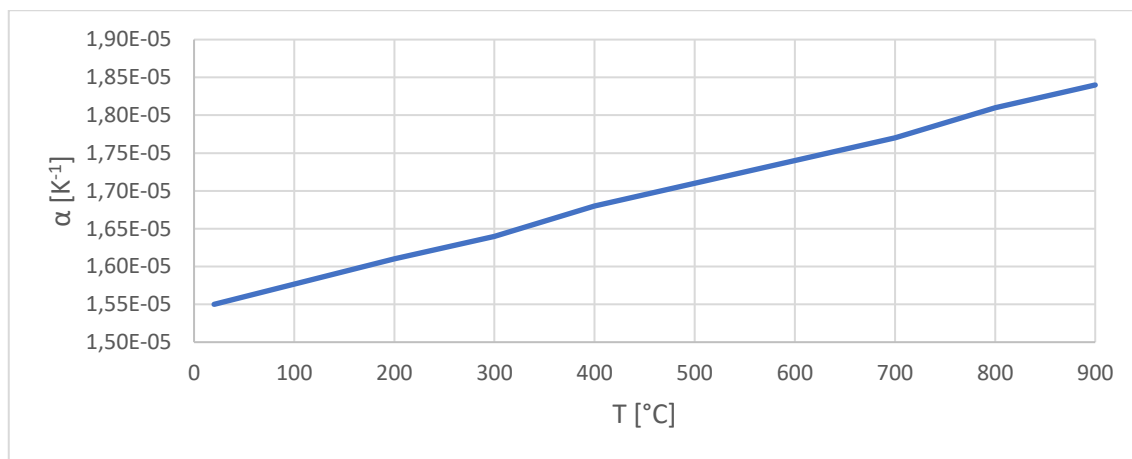
Obr. 9 Závislost hustoty na teplotě



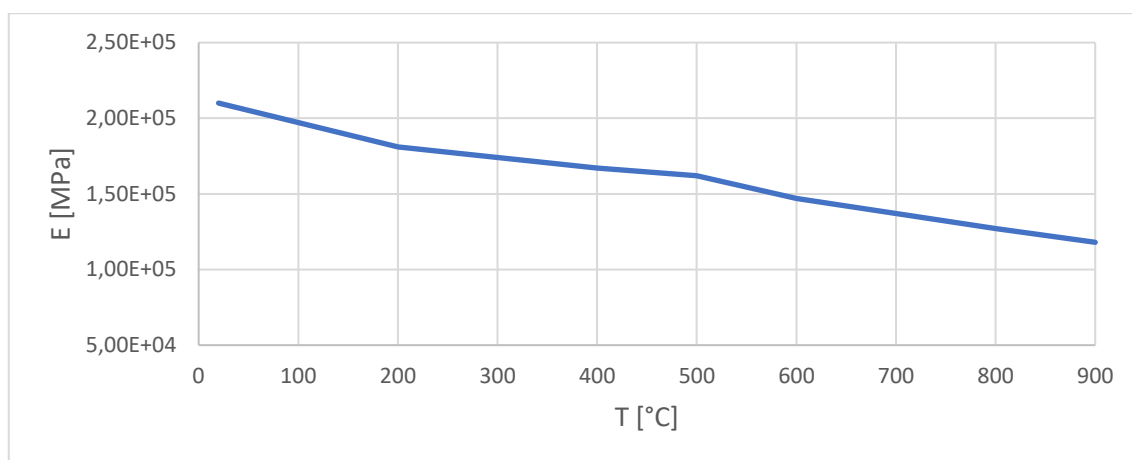
Obr. 10 Závislost měrné tepelné kapacity za konstantního tlaku na teplotě



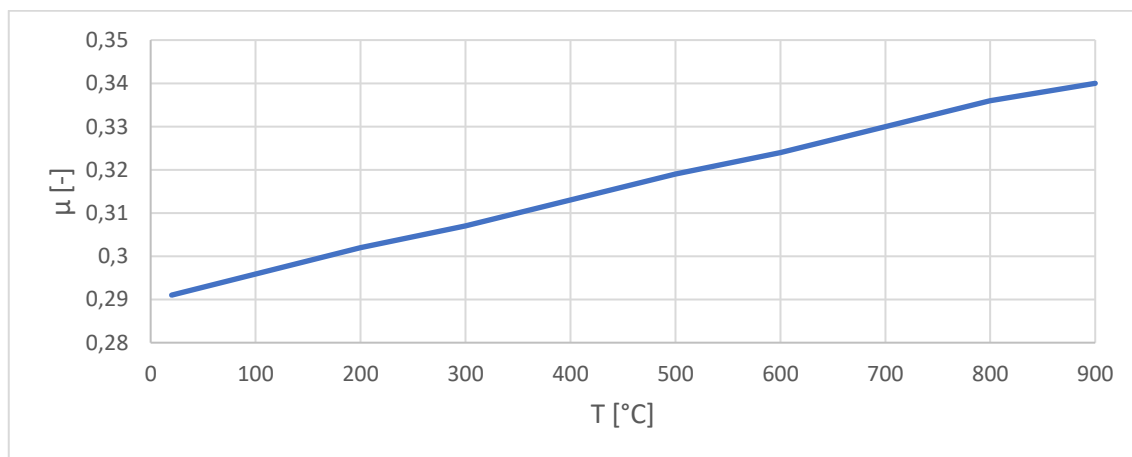
Obr. 11 Závislost tepelné vodivosti na teplotě



Obr. 12 Závislost součinitele délkové roztažnosti na teplotě



Obr. 13 Závislost modulu pružnosti v tahu na teplotě

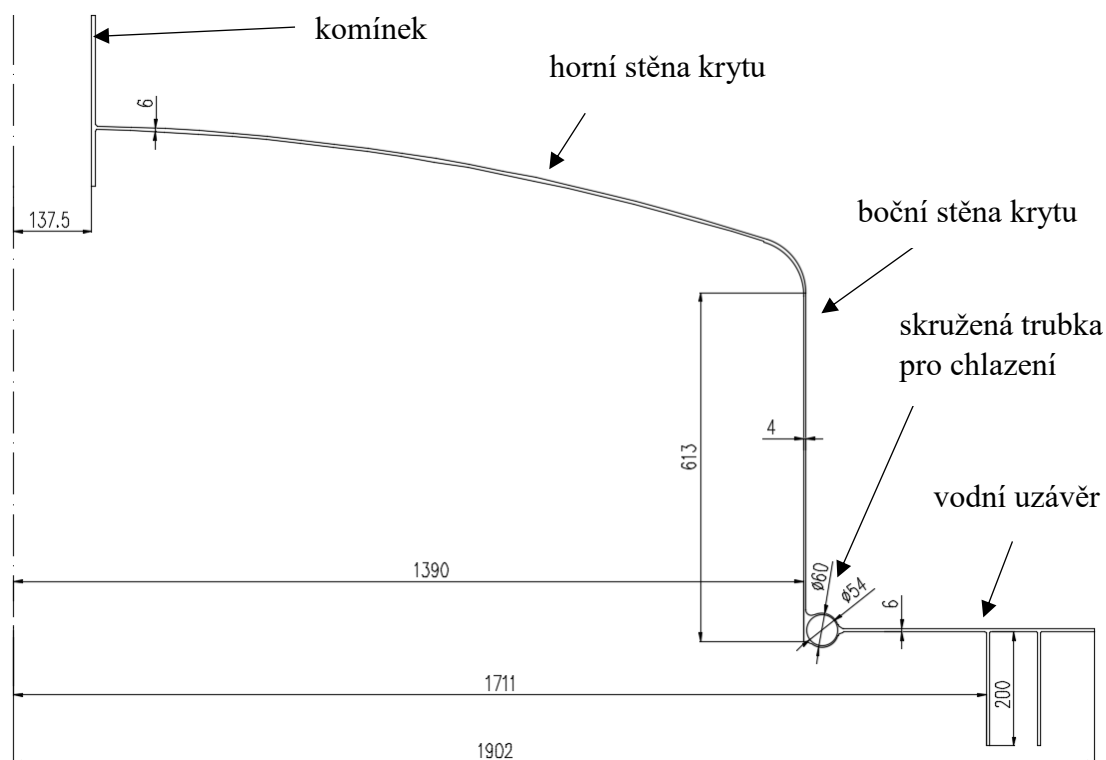


Obr. 14 Závislost Poissonova čísla na teplotě

2.4. Model 1 – válcový tvar krytu pece

Na základě prvotního konstrukčního návrhu byl zkoumán kryt pece zobrazený na obr. 15. Svislá část krytu pece je tvořena tenkostěnnou trubkou, v horní části je komínek ve tvaru válce a víko ve tvaru části anuloidu a kulového vrchlíku a v dolní části je skružená trubka a dno vodního uzávěru.

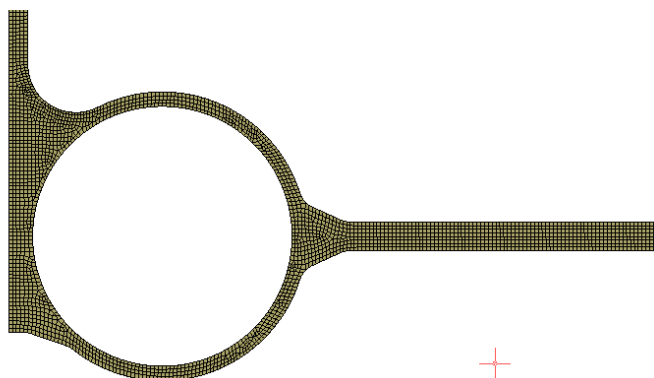
Výpočetní simulace napětových a deformačních polí jsou provedeny v programu ANSYS Workbench.



Obr. 15 Náčrt geometrie horního krytu pece s přímou válcovou stěnou, v [mm]

Vytvoření sítě

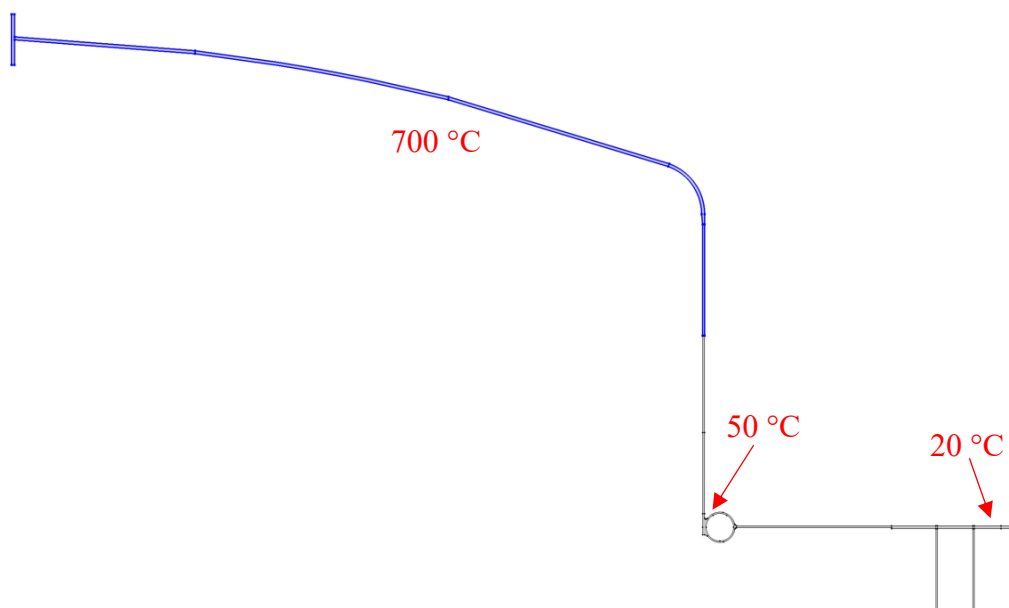
Diskretizace probíhala za pomoci rovinných elementů s jedním meziuzlem. V blízkosti různých zaoblení a předpokládaného největšího namáhání byla síť zjemněna, viz obr. 16. Síť byla z největší části tvořena čtyřúhelníky. Celkový počet elementů byl 29 318, počet uzlů 95 896.



Obr. 16 Detail sítě vytvořené v okolí chladicí trubky

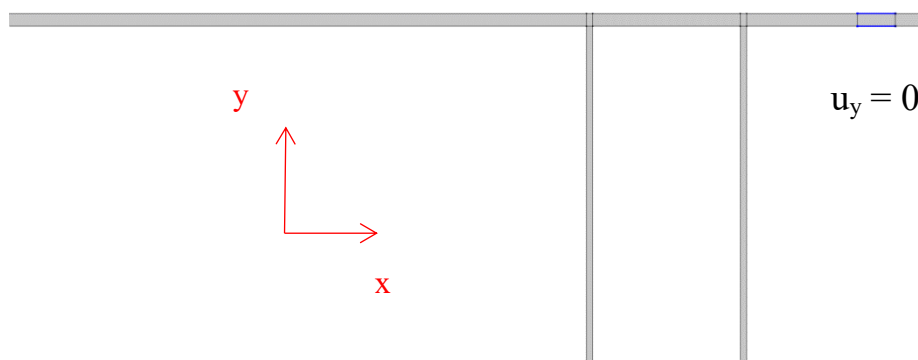
Okrajové podmínky

Na základě měření s termočlánky byly odborně odhadnuty teplotní okrajové podmínky. V horní části krytu se předpokládá konstantní teplota 700 °C. Ve spodní části je kryt vybaven chladicí trubicí. Z tohoto důvodu je zde předepsaná teplota 50 °C. Na okraji krytu byla předepsána teplota 20 °C, která představuje také okolní teplotu. Teplotní okrajové podmínky jsou znázorněny na obr. 17.



Obr. 17 Teplotní okrajové podmínky

V oblasti vodního uzávěru je kryt pece uchycen s okolím. Podle toho byly nastaveny deformační okrajové podmínky. Bylo zabráněno posuvu ve směru osy y dle obr. 18.



Obr. 18 Deformační okrajové podmínky v oblasti vodního uzávěru

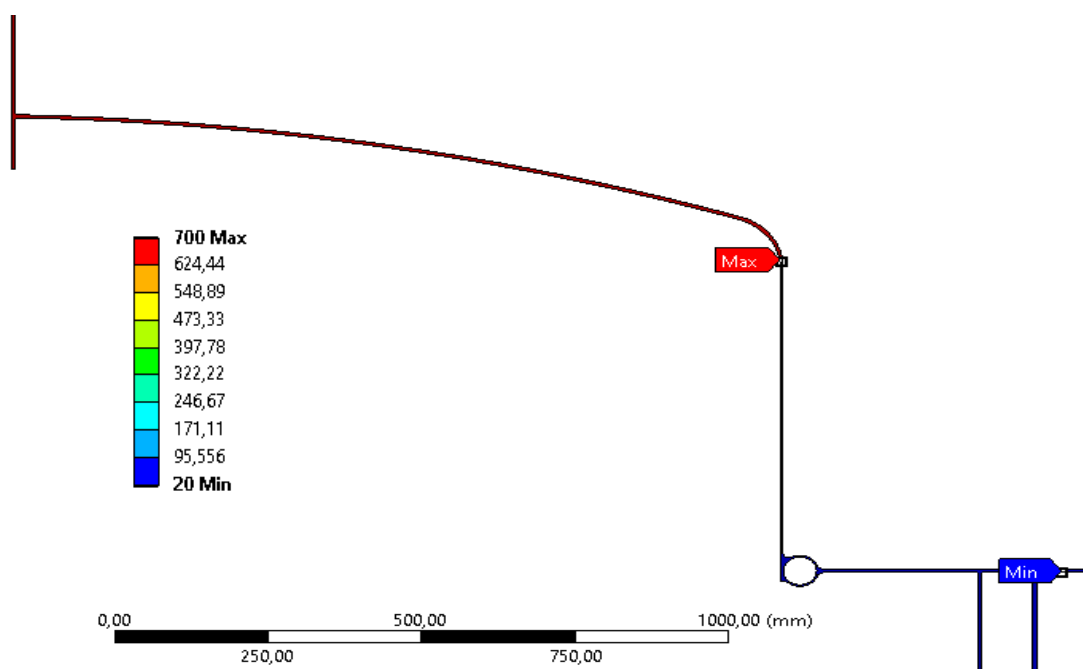
Nastavení výpočtu

Kryt pece je z hlediska geometrie, zatížení a uložení rotačně symetrický, proto je výpočetní simulace provedena za předpokladu rotační symetrie. Úloha je řešena jako statická.

Vyhodnocení výpočtu

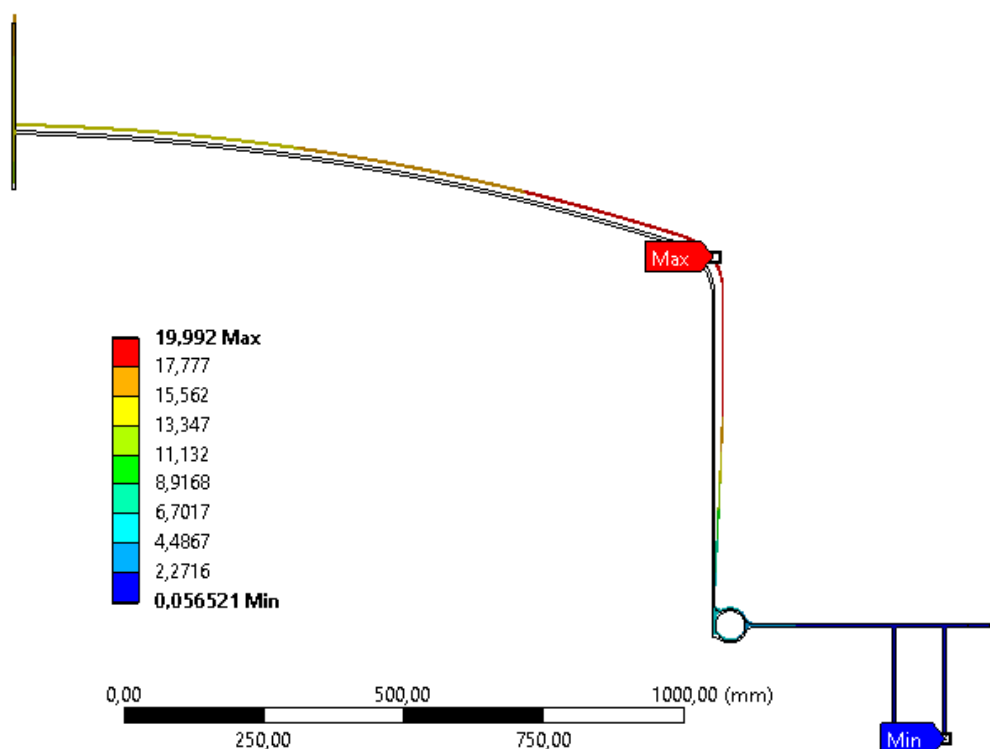
Hlavní parametry pro vyhodnocení výpočtu byly teplota, celkový posuv a redukované napětí podle HMH.

Na obr. 19 je znázorněno teplotní pole horního dílu krytu. Maximální i minimální hodnota odpovídá teplotním okrajovým podmínkám.



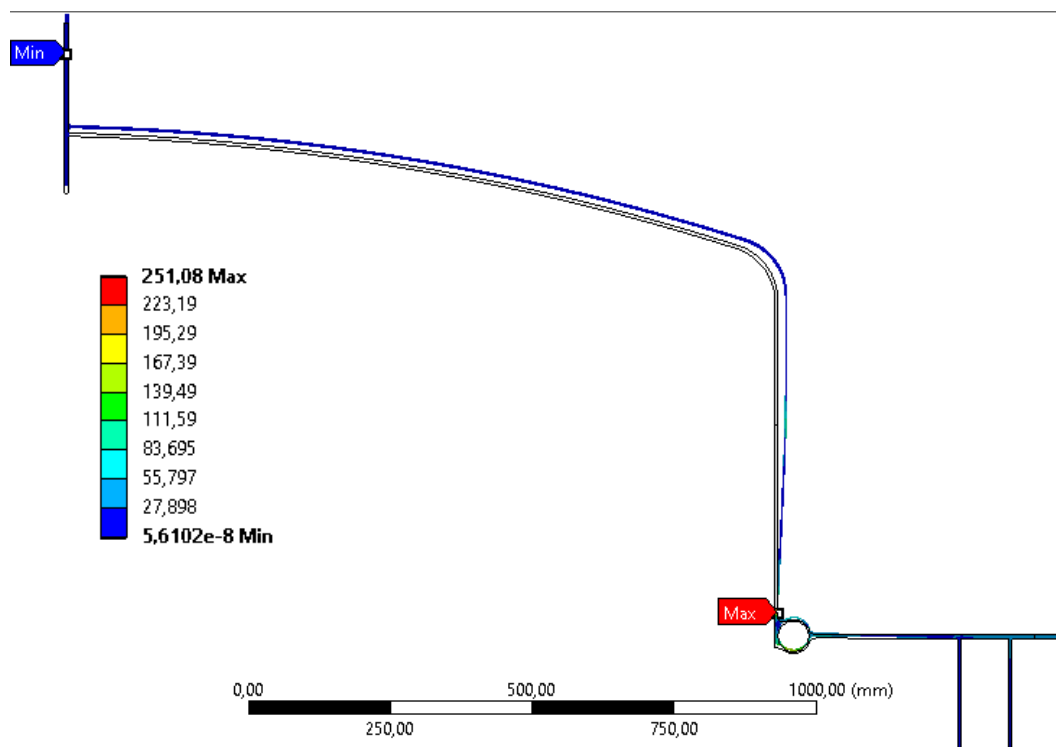
Obr. 19 Teplotní pole krytu ve [°C]

Na obr. 20 je znázorněn celkový posuv krytu s vyznačením maximálního a minimálního posuvu.



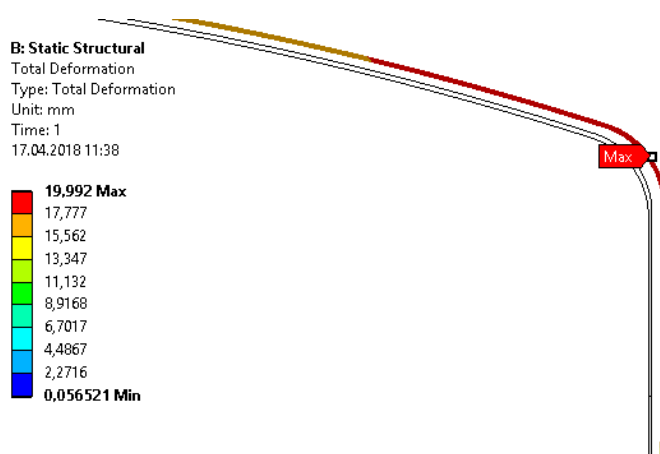
Obr. 20 Celkový posuv krytu v [mm], skutečné měřítko

Obr. 21 ukazuje oblasti s nejmenší a největší hodnotou redukovaného napětí HMH.

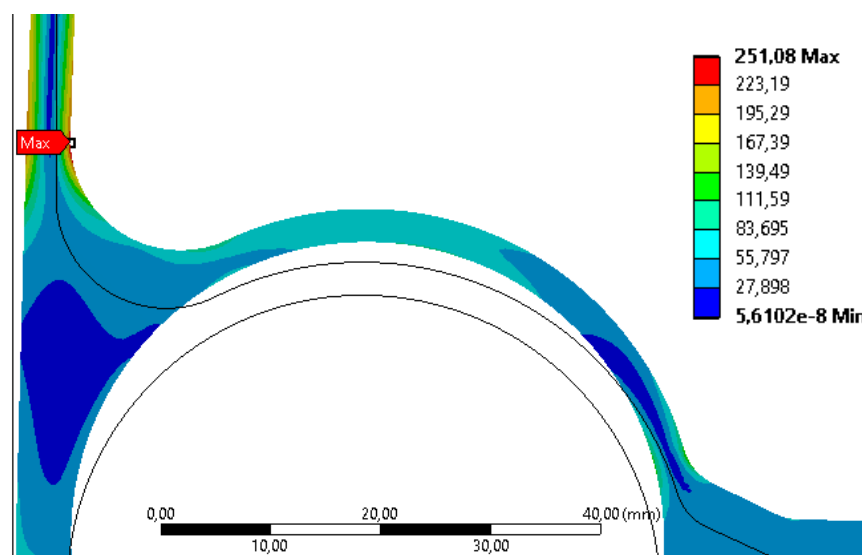


Obr. 21 Oblast nejmenšího a největšího redukované napětí HMH v [MPa], 1x zvětšeno

Maximální celkový posuv krytu byl v jeho vrchní části obr. 22. Naopak maximální redukované napětí se nacházelo v blízkosti chladicí trubky dle obr. 23.

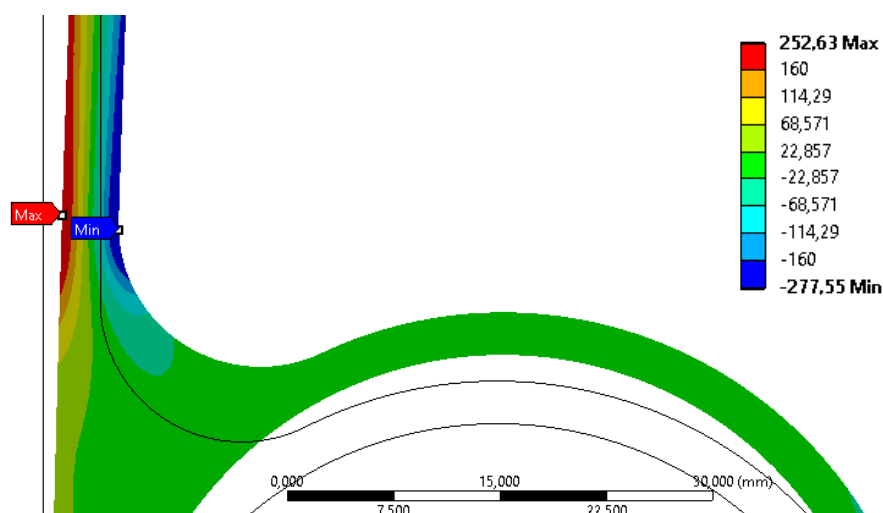


Obr. 22 Oblast maximálního celkového posuvu v [mm], skutečné měřítko



Obr. 23 Oblast maximálního redukovaného napětí HMH v [MPa], skutečné měřítko

Maximální redukované napětí bylo způsobeno ohybem válcové části krytu pece v oblasti přechodu ke chladicí trubce. Docházelo k roztáhnutí horní části krytu a z toho důvodu vznikaly ve spodní části velké ohybové momenty. Pro důkaz byly vykresleny normálová napětí ve směru osy y obr. 24, z nichž je patrný přechod záporného napětí v kladné napětí, což je typické právě pro ohyb.



Obr. 24 Normálová napětí ve směru osy y v [MPa], skutečné měřítko

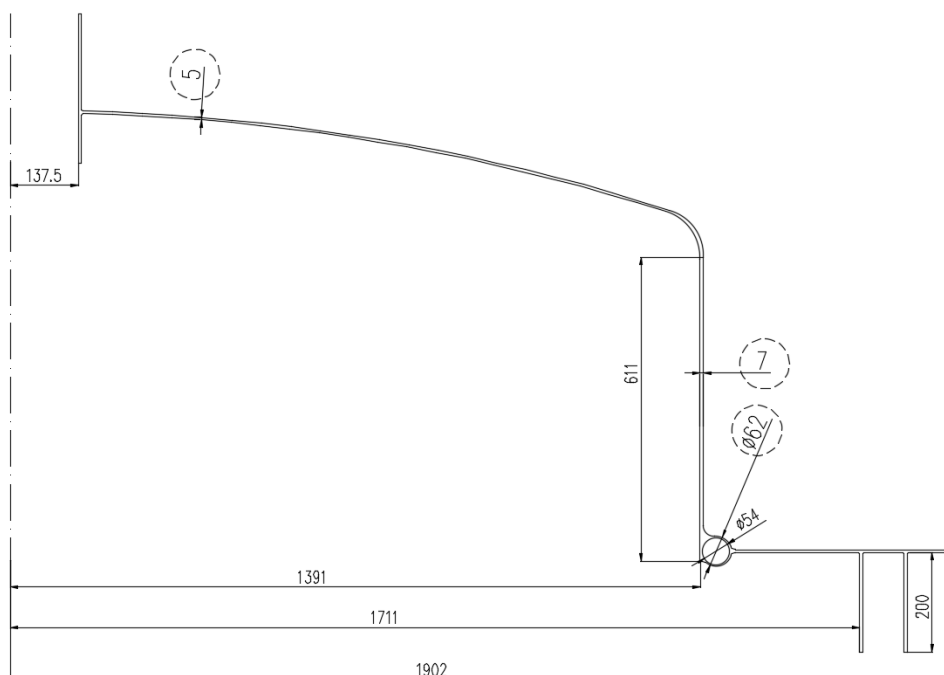
Za účelem ověření vlivu závislosti materiálových parametrů na teplotě bylo provedeno více výpočtů, ve kterých byly prováděny změny materiálových vlastností. V prvním výpočtu byly nastaveny materiálové parametry závislé dle obr. 9 - 14. V dalších výpočtech je vždy v tab.1 uvedena velikost nahrazovaného parametru. Parametry u nichž, není uvedena konstantní hodnota, zůstaly závislé na teplotě.

Z tab. 1 je patrné, že jedním z nejvíce ovlivňujících parametrů je součinitel tepelné vodivosti λ . Dalším je modul pružnosti v tahu E a Poissonovo číslo μ . Při konstantním součiniteli tepelné vodivosti došlo ke snížení maximálního redukovaného napětí o 13 %. Maximální celkový posuv nejvíce ovlivňoval součinitel délkové roztažnosti α . Toto srovnání je uvedeno pouze na ukázkou. Ve všech vyhodnocovaných výpočtech je použita materiálová závislost všech parametrů.

	Maximální celkový posuv [mm]	Redukované napětí HMM [MPa]
Materiálové parametry závislé na teplotě (obr. 9 - 14)	20	251
$\lambda = 16 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$	19,5	217
$\alpha = 1,6 \cdot 10^{-5} \text{ K}^{-1}$	18,4	243
$\rho = 7700 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$	20	251
$E = 170\,000 \text{ MPa}$ $\mu = 0,3$	20	214

Tab. 1 Ovlivnění úlohy změnou materiálových parametrů

Z hlediska pevnostního posouzení je hodnota redukovaného napětí 251 MPa nepřijatelná. Je zapotřebí použít konstrukční úpravu, která by snížila maximální napětí pod mez kluzu. Jednou možnou úpravou by mohlo být zvýšení tloušťky boční stěny. Boční stěna byla zvětšena z 5 mm na 7 mm, tloušťka horní stěny byla snížena z 6 mm na 5 mm. Dále byl zvětšen vnější průměr chladicí trubky z 60 mm na 62 mm. Na obr. 25 je znázorněna přepracovaná geometrie. Změněné parametry jsou zvýrazněny.



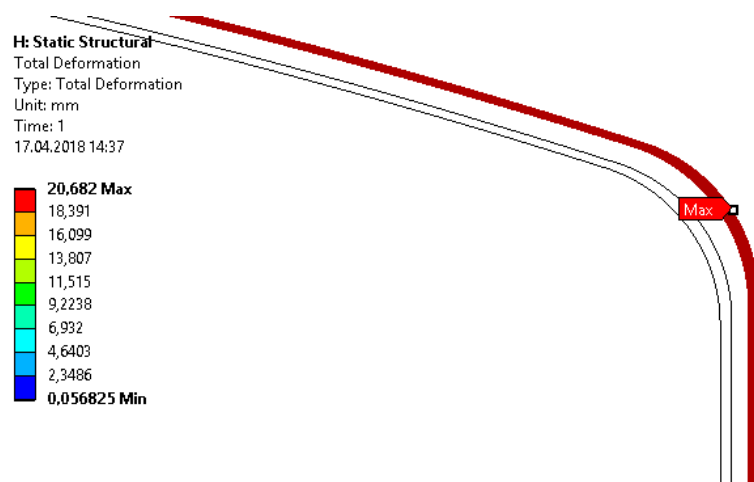
Obr. 25 Náčrt upravené geometrie modelu s přímou válcovou stěnou, v [mm]

Po výpočtu upravené geometrie s přímou stěnou se teplotní pole nijak výrazně nezměnilo, viz obr. 26.



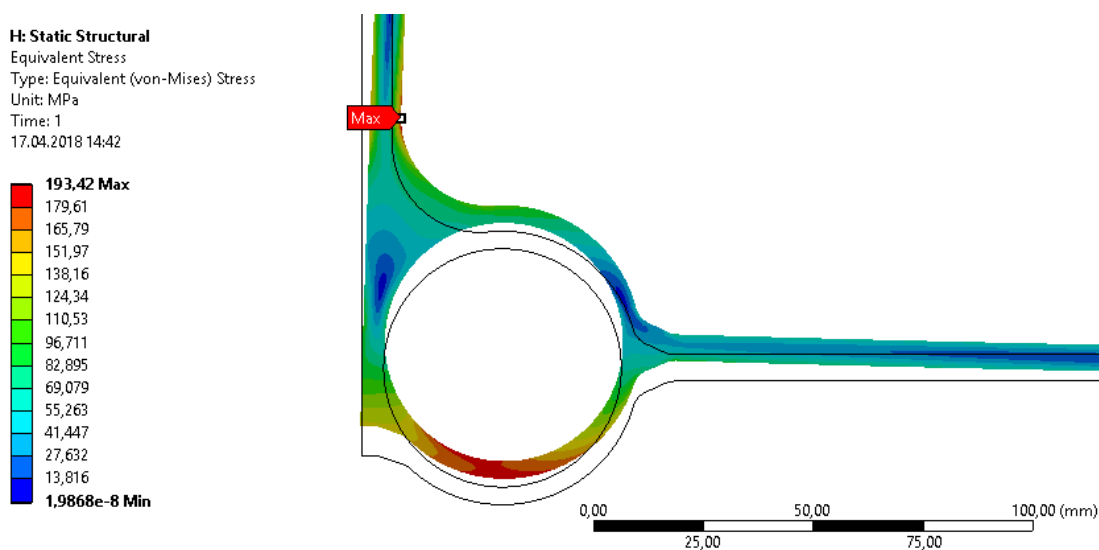
Obr. 26 Teplotní pole upravené geometrie s přímou válcovou stěnou, ve [°C]

Na obr. 27 je znázorněna oblast maximálního celkového posuvu, maximální hodnota činila 20,7 mm, celkový posuv nemá žádný vliv na funkčnost pece ani nemůže dojít ke styku s jinou součástí pece.



*Obr. 27 Maximální celkový posuv upravené geometrie s válcovou stěnou, v [mm]
1x zvětšeno*

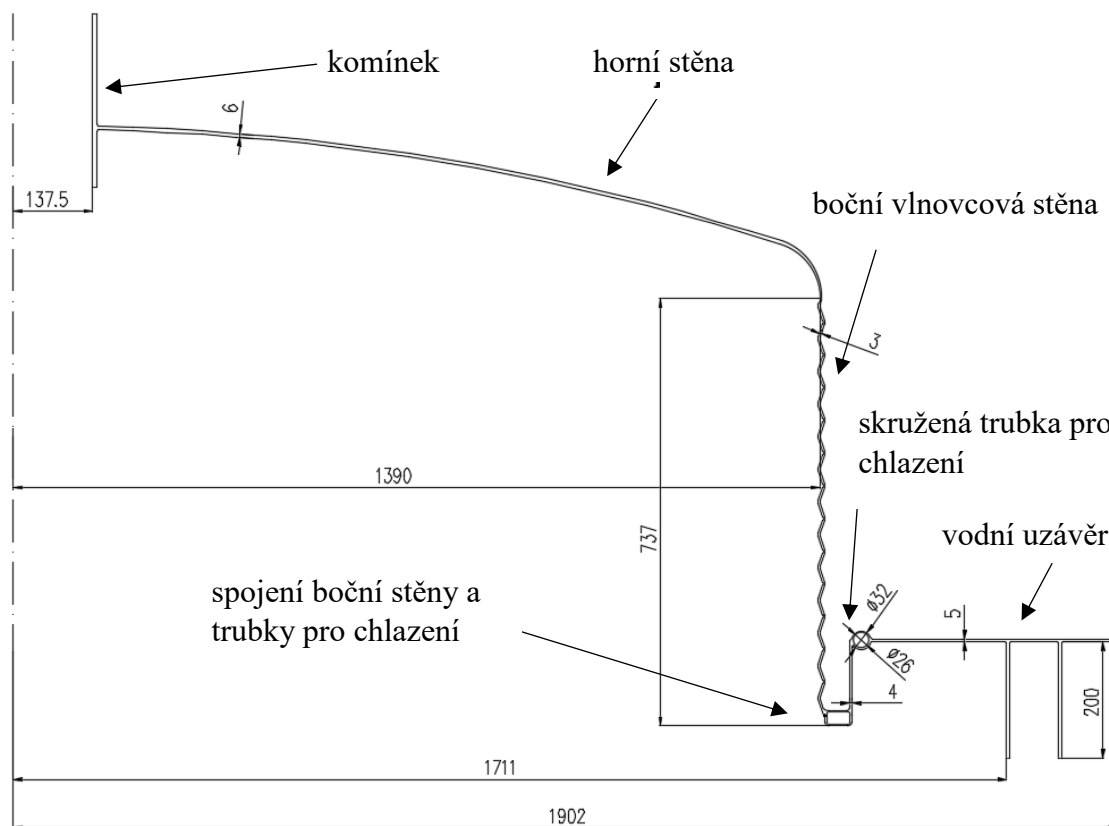
Zvýšení tloušťky boční stěny vedlo ke snížení maximálního redukované napětí na 193 MPa, viz obr. 28. Došlo ke snížení napětí pod mez kluzu, která je 210 MPa. V důsledku úpravy geometrie krytu došlo ke zvýšení hmotnosti z původních 970 kg na 1070 kg.



*Obr. 28 Maximální redukované napětí upravené geometrie s přímou stěnou, v [MPa]
1x zvětšeno*

2.5. Model 2 – vlnovcový tvar krytu pece

Jednou z konstrukčních úprav bylo nahrazení přímé boční stěny, stěnou připomínající vlnovec, který se používá k vyrovnání tepelných dilatací u potrubí. Kryt je opět opatřen komínkem v jeho horní části, chladicí trubicou a vodním uzávěrem. Náčrt krytu s vlnovcovou stěnou je na obr. 29.



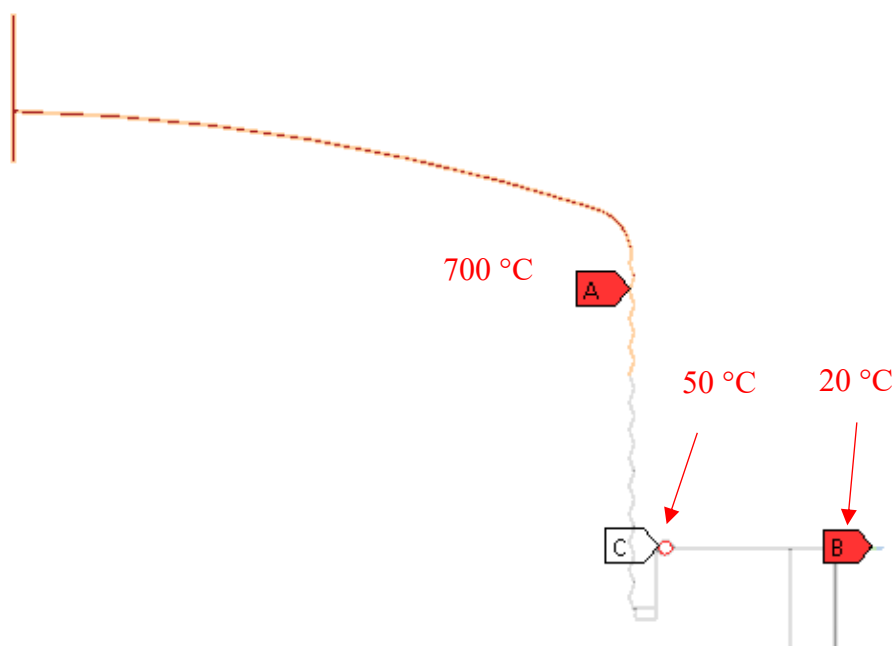
Obr. 29 Náčrt geometrie horního krytu pece s vlnovcovou boční stěnou, rozměry v [mm]

Vytvoření sítě

Síť byla vytvořena podobným způsobem jako v případě modelu s přímou stěnou za pomoci rovinných elementů s jedním meziuzlem. Síť byla z největší části tvořena čtyřúhelníky. Vytvořená síť měla 50 487 elementů a 162 964 uzlů.

Okrajové podmínky

Teplotní okrajové podmínky byly velice podobné modelu s přímou stěnou z důvodu porovnání výsledků. V horní části krytu byla teplota 700 °C, v oblasti chladicí trubky 50 °C. Na okraji krytu byla předepsána teplota 20 °C, která představuje také okolní teplotu.



Obr. 30 Teplotní okrajové podmínky krytu s vlnovcovou stěnou

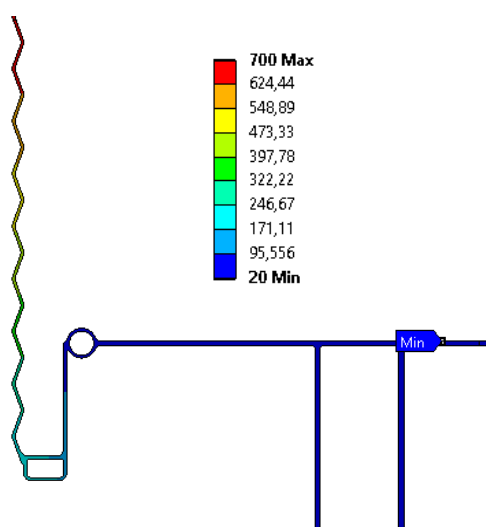
Kryt pece byl připevněn v okolí vodního uzávěru. Z toho důvodu byly nastaveny stejné deformační okrajové podmínky jako u modelu s přímou boční stěnou viz obr. 18.

Nastavení výpočtu

Návrh krytu s vlnovcovou stěnou je z hlediska geometrie, zatížení a uložení rotačně symetrický. Výpočet byl proveden za předpokladu rotační symetrie. Úloha byla řešena z hlediska vedení tepla jako stacionární. Z hlediska mechaniky se jedná o statickou úlohu.

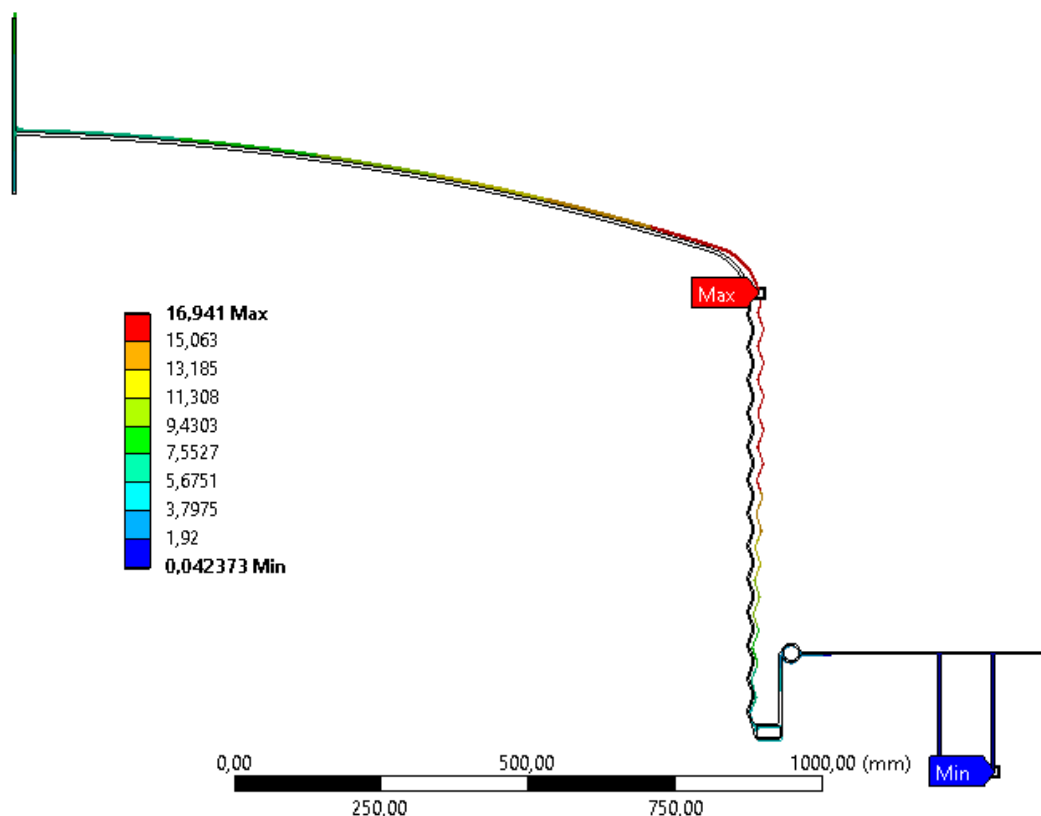
Vyhodnocení výpočtu

Na obr. 31 je znázorněno dopočtené teplotní pole v oblastech boční stěny.



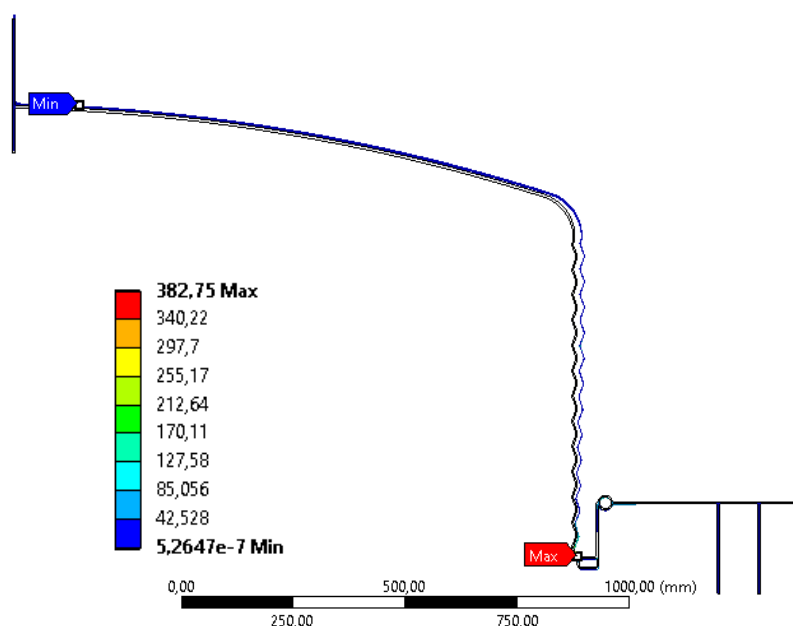
Obr. 31 Teplotní pole krytu s vlnovcovou stěnou, ve [°C]

Maximální celkový posuv se nacházel ve vrchní části krytu pece obr. 32, jeho hodnota byla nižší oproti modelu s přímou boční stěnou a činila 16,9 mm.



Obr. 32 Celkový posuv krytu s vlnovcovou stěnou, v [mm], skutečné měřítko

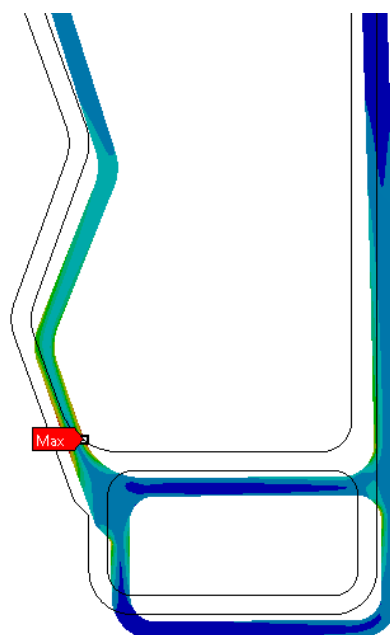
Při tloušťce stěny vlnovce 3 mm, došlo k výraznému překročení redukovaného napětí nad mez kluzu. K překročení došlo v nejnižší části krytu obr. 33. Vypočtená hodnota redukovaného napětí byla 383 MPa obr. 34.



Obr. 33 Redukované napětí podle HMM modelu s vlnovcovou stěnou, v [MPa]

B: Static Structural
 Equivalent Stress
 Type: Equivalent (von-Mises) Stress
 Unit: MPa
 Time: 1
 03.05.2018 10:42

382,75 Max
 340,22
 297,7
 255,17
 212,64
 170,11
 127,58
 85,056
 42,528
5,2647e-7 Min

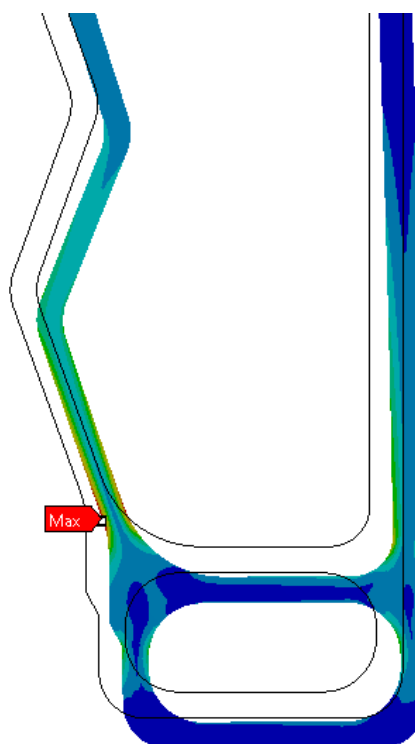


Obr. 34 Oblast maximálního redukovaného napětí HHH modelu s vlnovcovou stěnou, v [MPa]

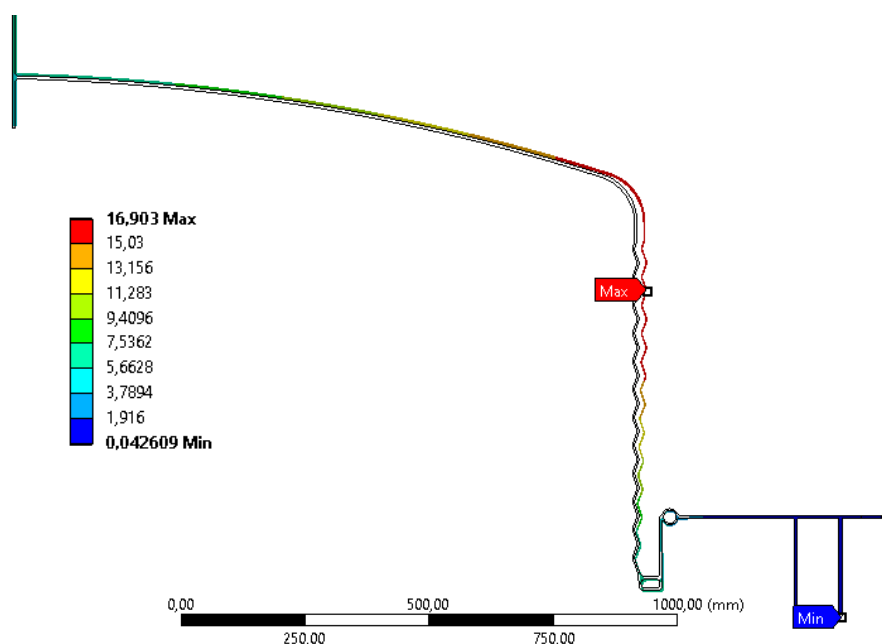
Při snaze snížit hodnotu redukovaného napětí došlo ke zvětšení tloušťky vlnovcové stěny ze 3 mm na 5 mm, byla také zvětšena tloušťka obdélníkové skružené trubky ze 3 mm na 4 mm. V důsledku těchto úprav došlo naopak ke zvýšení maximálního redukovaného napětí na 437 MPa, viz obr. 35. Napětí výrazně překročilo mez kluzu. Zvětšení tloušťky pole posuvů nijak výrazně neovlivnilo, viz obr. 36.

F: Static Structural
 Equivalent Stress
 Type: Equivalent (von-Mises) Stress
 Unit: MPa
 Time: 1
 03.05.2018 10:41

436,63 Max
 388,11
 339,6
 291,09
 242,57
 194,06
 145,54
 97,028
 48,514
2,7133e-10 Min



Obr. 35 Oblast maximálního redukovaného napětí HHH modelu se zvětšenou tloušťkou vlnovcové stěny, v [MPa]



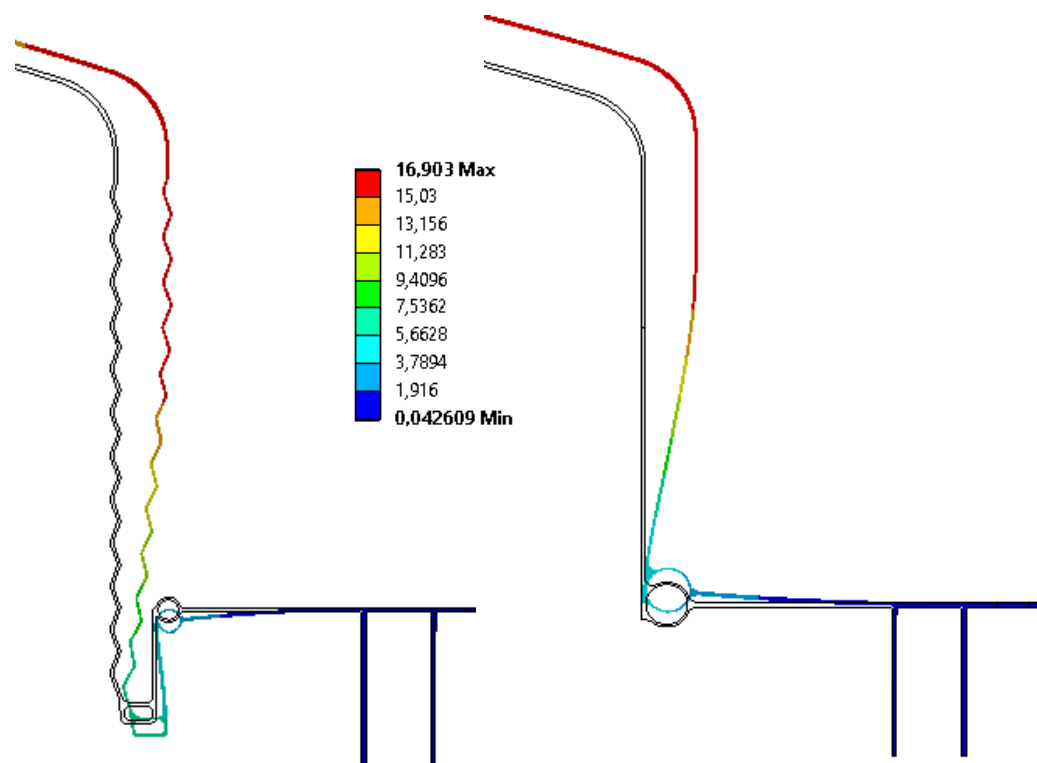
Obr. 36 Celkový posuv krytu se zvětšenou vlnovcovou stěnou, v [mm], skutečné měřítko

Z porovnání vlnovcového a válcového tvaru krytu pece dosahoval nižší hodnoty redukovaného napětí model s válcovou stěnou. Provedení s vlnovcovou stěnou nemělo žádný účinek pro zlepšení. U obou modelů se ukázalo, že kritickým místem bylo připojení boční stěny. Horní část krytu se vlivem vysoké teploty velice roztáhla a došlo k vybočení boční stěny, viz obr. 37. Díky tomu v kritickém místě působily velké ohybové momenty.

Lepším konstrukčním návrhem byl model s válcovou stěnou. Při prvotní analýze zde byly výrazně nižší hodnoty redukovaného napětí oproti návrhu s vlnovcovou stěnou. Model s válcovou stěnou byl upraven, aby maximální redukované napětí HMH bylo nižší než mez kluzu. Celkový posuv u obou modelů nemá vliv na funkčnost krytu pece. Z tab. 2 je patrné, že hmotnosti obou modelů jsou si velice podobné a nejsou mezi nimi nijak obrovské rozdíly.

	Hmotnost horního dílu krytu [kg]
Válcový model – původní geometrie	970
Válcový model – zvětšená tloušťka boční stěny	1070
Vlnovcový model – původní geometrie	940
Vlnovcový model – zvětšená tloušťka vlnovce	1020

Tab. 2 Porovnání hmotností válcových a vlnovcových krytů pece

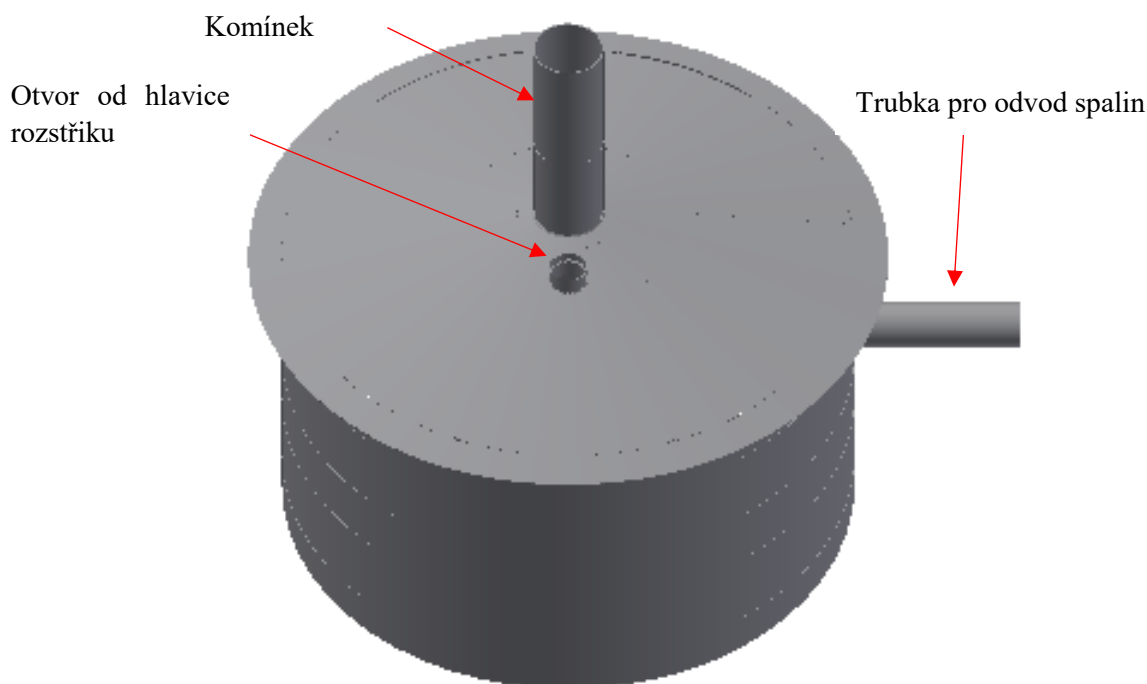


Obr. 37 Deformace bočních stěn obou modelů s původní nedeformovanou geometrií, v [mm], 4x zvětšeno

2.6. Zkoumání vlivu tuhosti připojovacího potrubí

V této části práce je zkoumán vliv tuhosti potrubí k odvodu spalín na napěťové a deformační pole. Na obr. 38 je uveden geometrický model krytu pece. Z důvodu uvážení boční trubky a otvoru od hlavice rozstříku, již geometrie a zatížení úlohy není rotačně symetrické. Aby se přesně zjistilo napěťové pole v blízkosti připojení boční trubky a nátrubku od rozstříku do stěny krytu pece, je výpočtový model krytu realizován ve formě objemového tělesa.

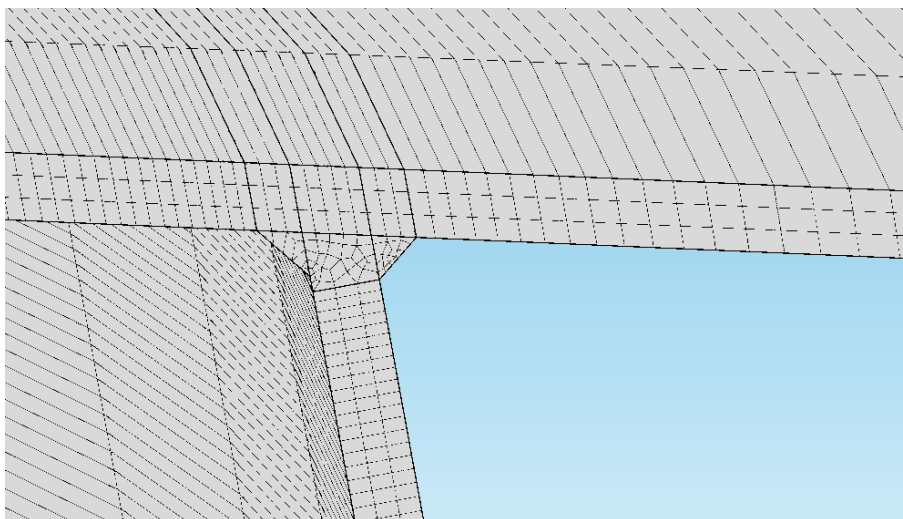
Výpočetní simulace byly provedeny v komerčním softwaru COMSOL Multiphysics 5.1.



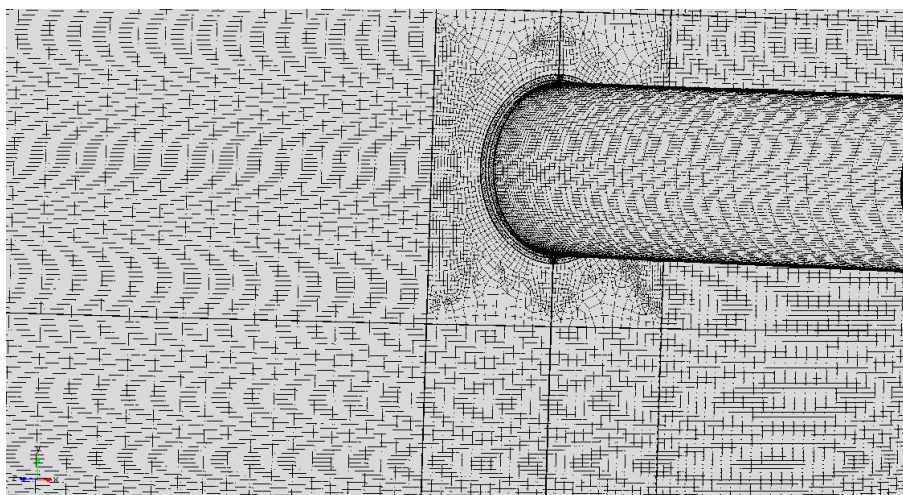
Obr. 38 Model krytu pece s trubicou pro připojení potrubí

Vytvoření sítě

Prvním krokem bylo rozřezání geometrie na více částí z důvodu vytvoření kvalitní sítě a pro aplikaci okrajových podmínek. Při vytváření sítě byly vytvořeny po tloušťce stěny minimálně 3 elementy. V blízkosti připojených potrubí byla síť vytvořena za pomoci čtyřstěnových prvků. Ostatní části byly vysítovány za pomoci šestistěnných elementů. Celkově byla síť velice jemná a spojitá. Celkový počet elementů činil 539 751. Na obr. 39 je ukázka spojení boční a horní stěny. Na obr. 40 je ukázáno spojení připojovací trubky k boční stěně krytu.



Obr. 39 Ukázka vysítovaného přechodu mezi boční a horní stěnou



Obr. 40 Ukázka spojení boční stěny s potrubím pro odvod spalín

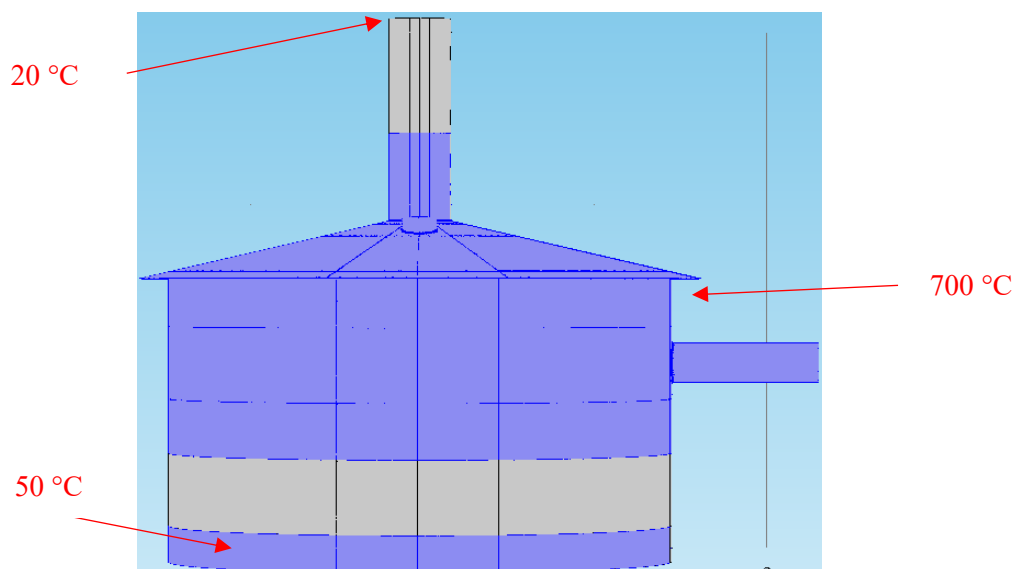
Okrajové podmínky

S ohledem na konstrukční návrh krytu pece jsou teplotní okrajové podmínky mírně jiné než u krytu pece s válcovou nebo vlnovcovou stěnou. Pro střední část krytu byla předepsána teplota 700 °C. Spodní část, která byla v blízkosti vodního uzávěru byla teplota 50 °C a pro horní část komínku byla teplota 20 °C. Teplotní okrajové podmínky jsou vykresleny na obr. 41.

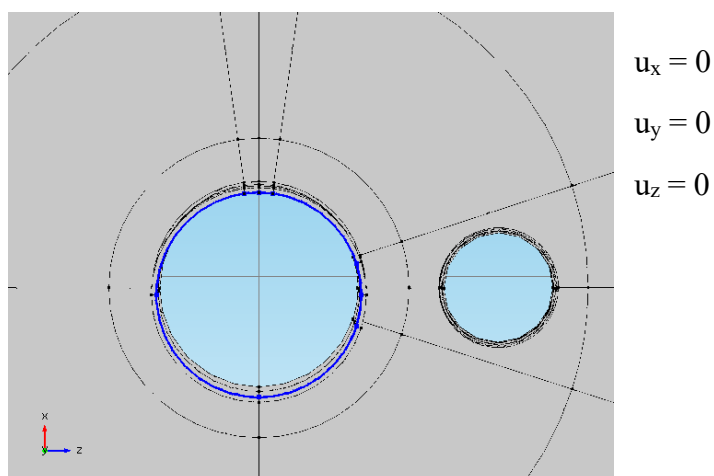
Kryt byl ve výpočtech uchycen na konci komínku. Zde bylo zabráněno posuvům ve všech směrech, viz obr. 42.

Bylo provedeno šest výpočtů z důvodu různého působení síly na konci trubky pro odvod spalín. Šest výpočtů bylo z důvodu působení síly v kladných i záporných směrech souřadného systému trubky. Souřadný systém byl umístěn v ose trubky na jejím konci. Na obr. 43 je znázorněn směr jednotlivých os. Směr osy x byl totožný s osou trubky.

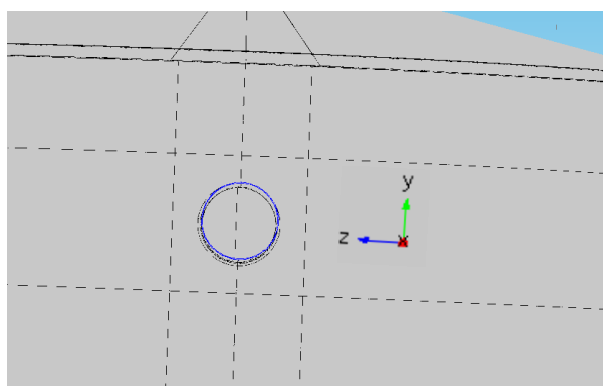
Odborným odhadem byla velikost síly v ose potrubí stanovena na $F = 3000 \text{ N}$.
Velikost síly ve směrech os y a z byla stanovena na $F = 1000 \text{ N}$.



Obr. 41 Teplotní okrajové podmínky prostorového modelu



Obr. 42 Uchycení krytu na konci komínku



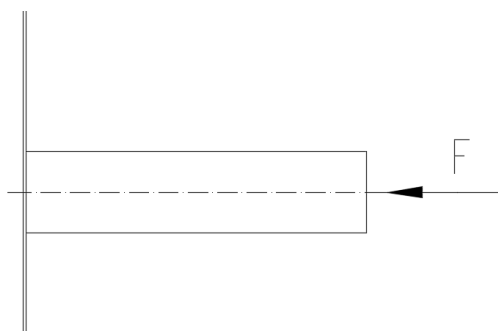
Obr. 43 Souřadný systém potrubí

Nastavení řešiče

Úloha byla řešena jako stacionární. Pro výpočet byl nastaven segregovaný řešič. Maximální počet iterací byl nastavený na sto opakování. Počet stupňů volnosti u každého výpočtu byl kolem 15 milionů.

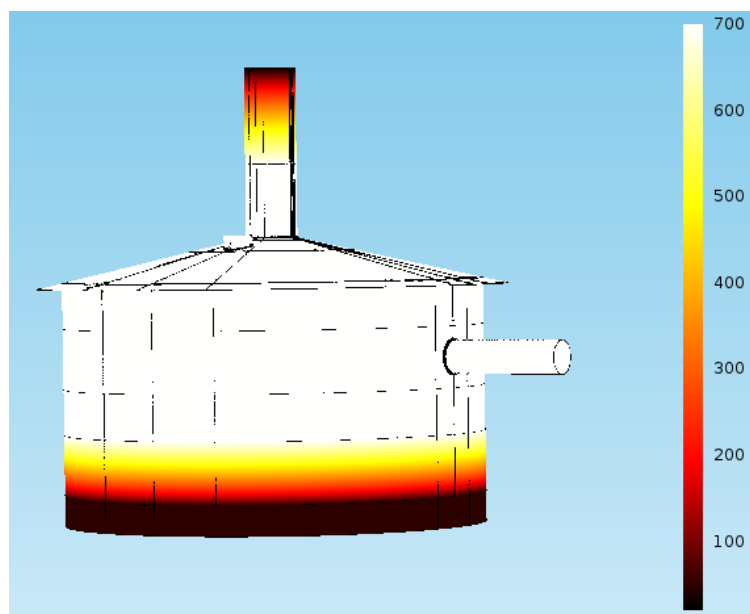
Vyhodnocení výsledků – směr působící síly v záporném směru osy x

Na obr. 44 je ukázán směr působící síly při této variantě. Síla tlačila na připojovací trubku.



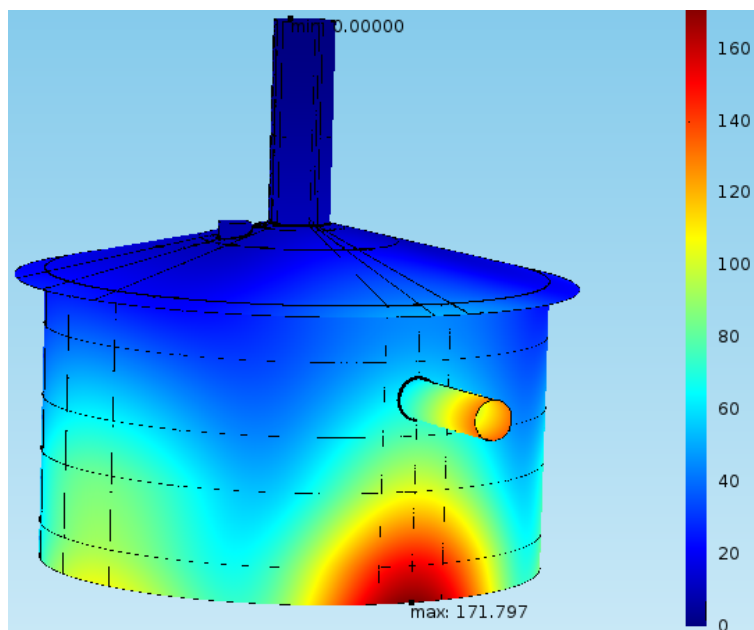
Obr. 44 Směr působení síly v záporném směru osy x při pohledu na připojovací trubku z boku

Na obr. 45 je znázorněno teplotní pole modelu s připojovací trubkou. Je patrné dopočtené teplotní pole mezi střední částí a spodní.



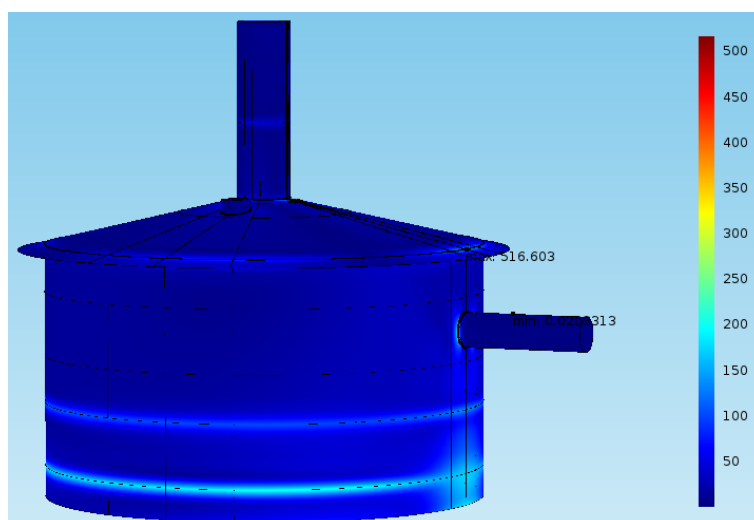
Obr. 45 Teplotní pole modelu s připojovací trubkou, ve [°C]

Maximální celkový posuv se nacházel v dolní oblasti krytu přímo pod připojovacím potrubím, viz obr. 46.



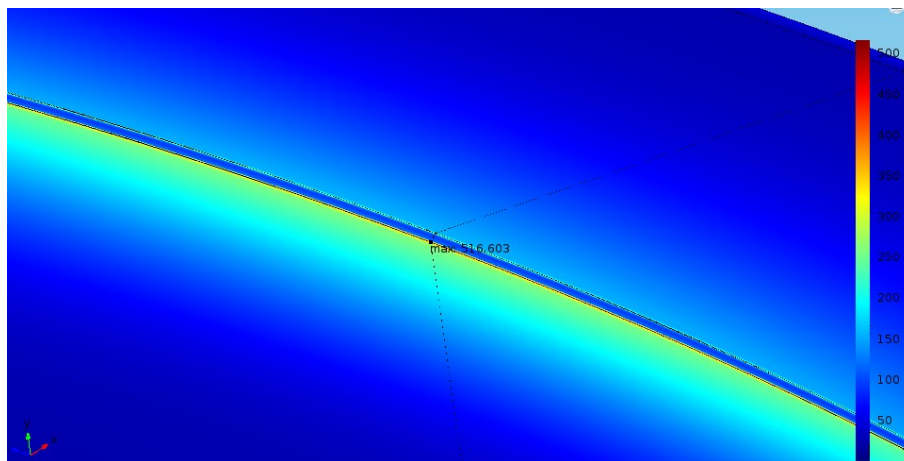
Obr. 46 Celkový posuv krytu při působení síly v záporném směru v ose potrubí, v [mm]

Maximální redukované napětí podle hypotézy HMM bylo v oblasti přechodu mezi boční a horní stěnou, znázorněno na obr. 47. Zvýšené napětí také bylo na boční stěně v oblastech, kde dochází k vysokému tepelnému toku z důvodu vyrovnání teplot ze 700 °C na 50 °C.



Obr. 47 Redukované napětí HMM při působení síly v záporném směru v ose potrubí, v [MPa]

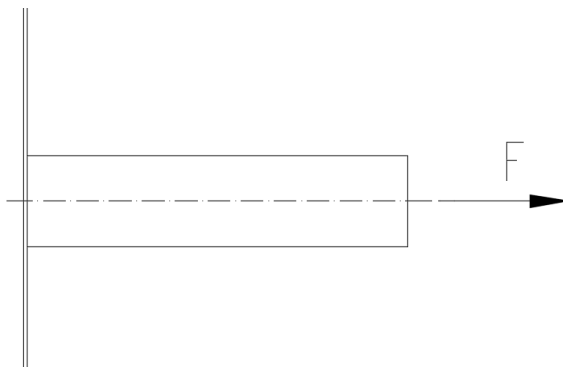
Redukované napětí v oblasti spojení boční a horní stěny redukované napětí výrazně překročilo mez kluzu daného materiálu. Přesná oblast maximálního redukovaného napětí je znázorněna na obr. 48.



*Obr. 48 Detail maximálního redukovaného napětí HMH mezi boční a horní stěnou,
v [MPa]*

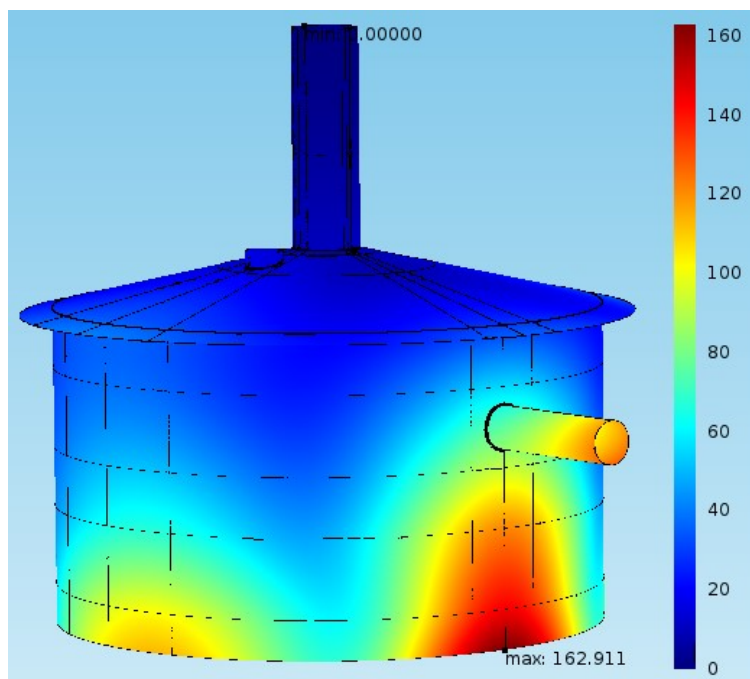
Vyhodnocení výsledků – směr působící síly v kladném směru osy x

Na obr. 49 je ukázán směr působící síly při této variantě výpočtu. Síla působila tahově na připojovací trubku.



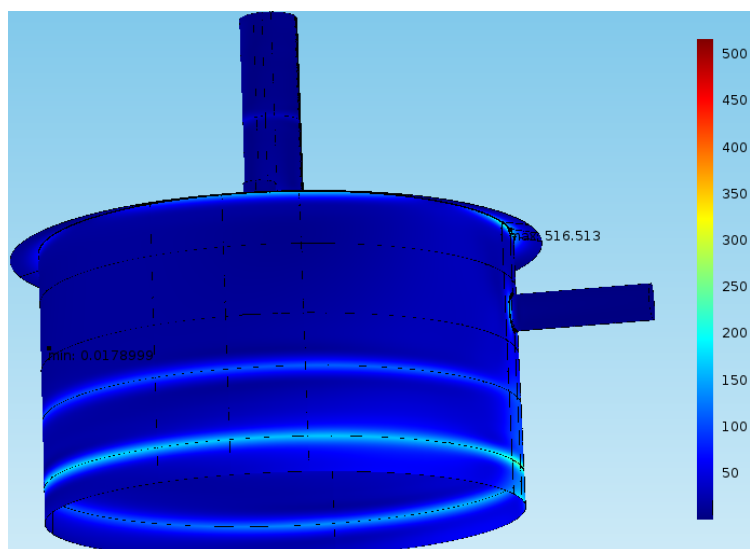
Obr. 49 Směr působení síly v kladném směru osy x při pohledu na připojovací trubku z boku

Výsledky teplotního pole již nebudou dále ukázány z důvodu jejich totožnosti u všech výpočtů. Teplotní pole je znázorněno na obr. 45. V případě, pokud síla působí tahově na připojovací potrubí dochází k podobným výsledkům jako při působení v záporném směru. Maximální posuv byl opět ve spodní části krytu přímo pod připojovacím potrubím. Vykreslení celkových posuvů je znázorněno na obr. 50.



Obr. 50 Celkový posuv krytu při působení síly v kladném směru v ose potrubí, v [mm]

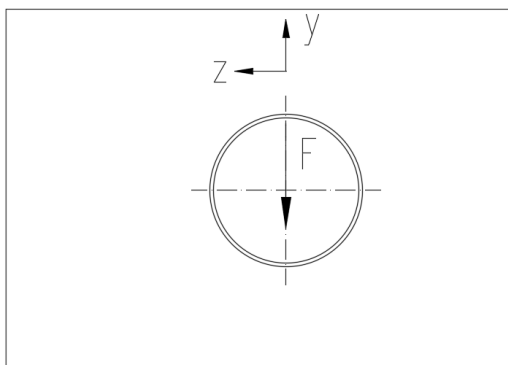
V případě redukované napětí byla jeho hodnota i oblast výskytu totožná jako u působení síly v záporném směru, vyplývá z obr. 51. Jednalo se o spojení boční a horní stěny.



Obr. 51 Redukované napětí HMH při působení síly v kladném směru v ose potrubí, v [MPa]

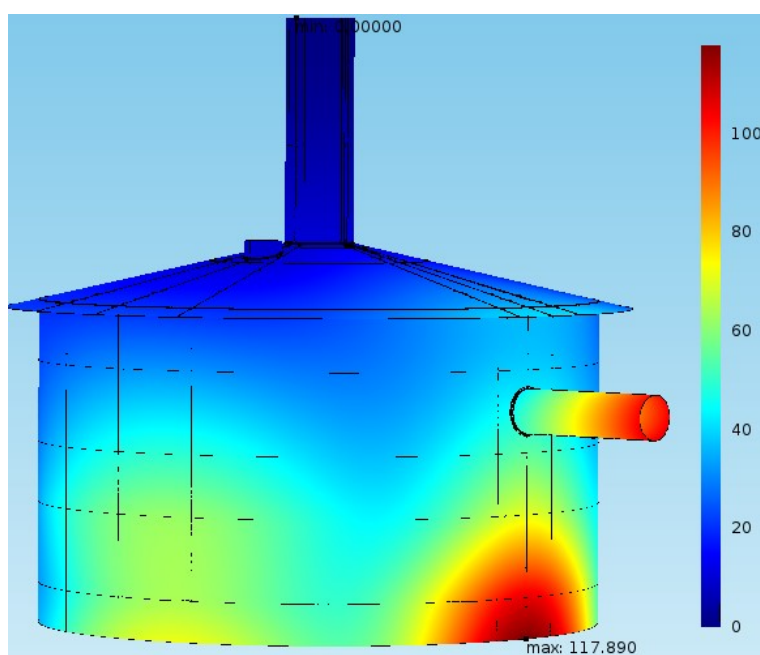
Vyhodnocení výsledků – směr působící síly v záporném směru osy y

Na obr. 52 je ukázán směr působící síly při pohledu na připojovací potrubí z čela.



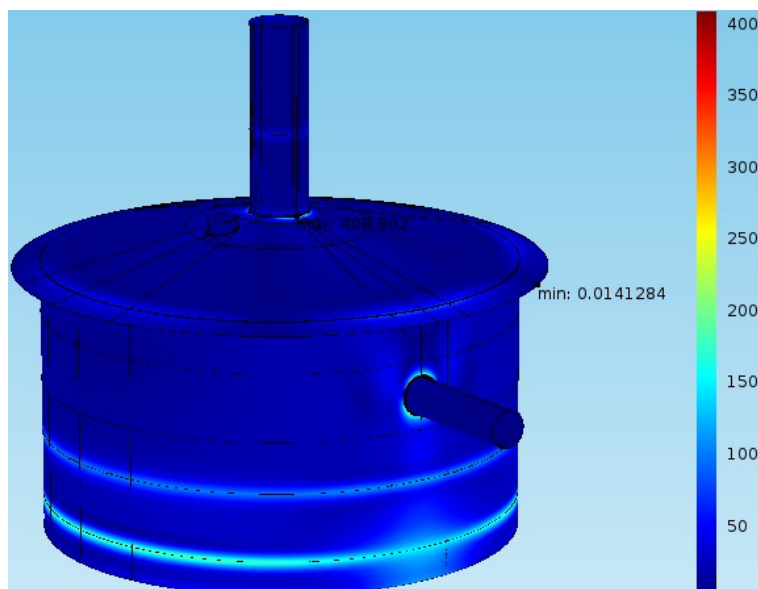
Obr. 52 Směr působení síly v záporném směru osy y při pohledu na čelo připojovací trubky

Při tomto směru a velikosti zatížení je maximální hodnota celkového posuvu nižší oproti působení síly v ose potrubí. Místo maximálního celkového posuvu bylo ve spodní části krytu. V tomto výpočtu byla také velká hodnota posuvu na konci připojovacího potrubí, podrobněji na obr. 53.

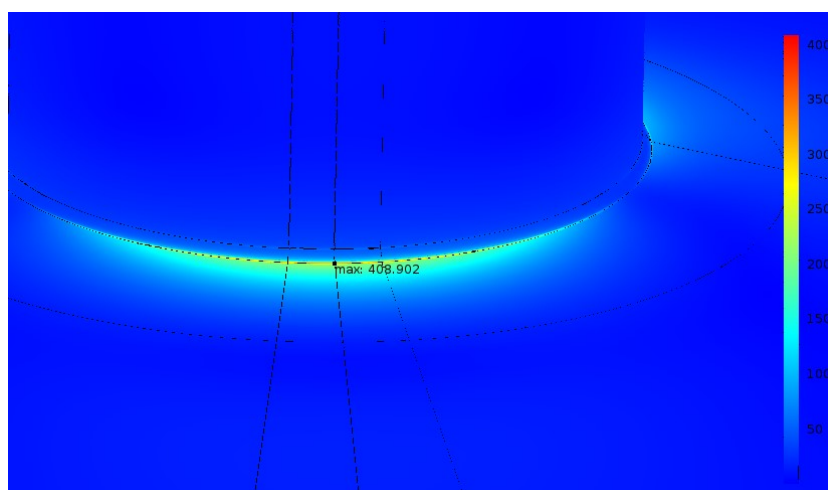


Obr. 53 Celkový posuv krytu při působení síly v záporném směru osy y, v [mm]

Z hlediska redukovaného napětí při této variantě zatížení byla došlo ke zvýšení napětí v oblasti připojení trubky k boční stěně krytu, viz obr. 54. Špička redukovaného napětí byla ovšem v uchycení komínku k horní části krytu, která je v detailu zobrazena na obr. 55.



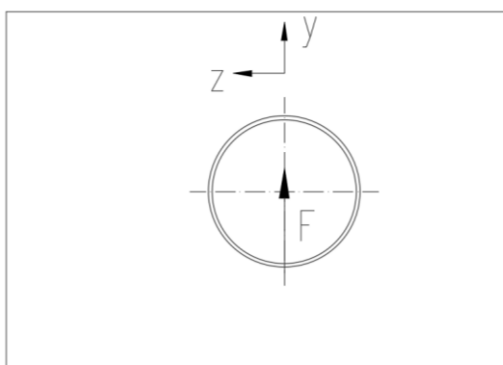
Obr. 54 Redukované napětí HMH při působení síly v záporném směru osy y, v [MPa]



Obr. 55 Detail maximálního redukované napětí HMH mezi komínkem a horní stěnou, v [MPa]

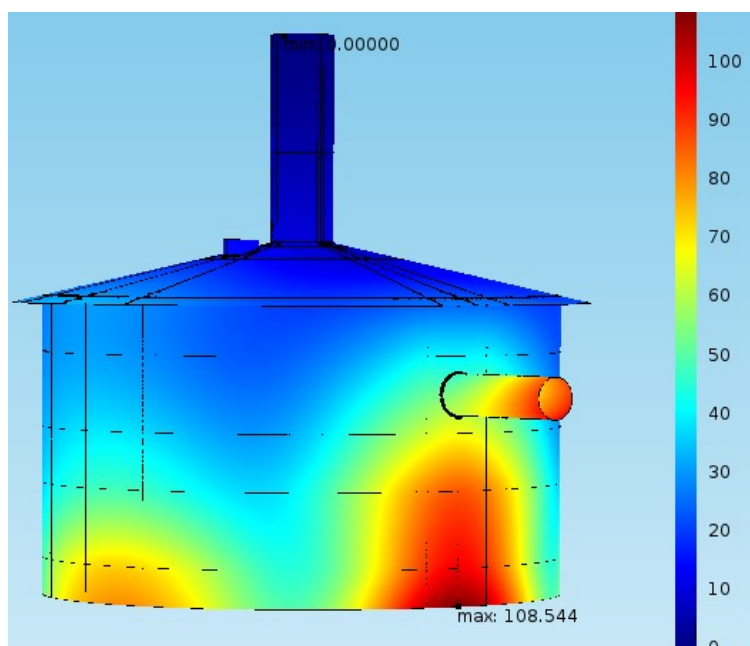
Vyhodnocení výsledků – směr působící síly v kladném směru osy y

Na obr. 56 je ukázán směr působící síly při pohledu na přípojovací potrubí z čela.



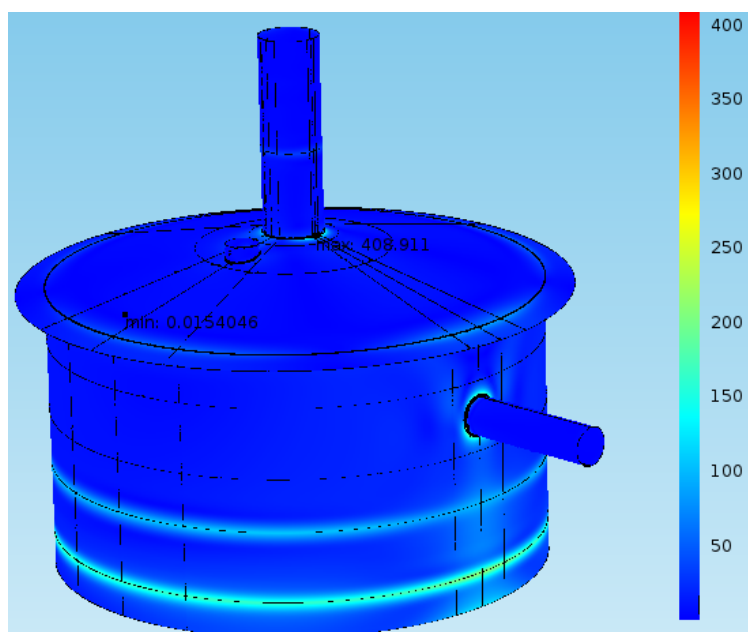
Obr. 56 Směr působení síly v kladném směru osy y při pohledu na čelo přípojovací trubky

V případě působení síly v kladném směru v ose y nedochází k zásadní změně z hlediska celkových posuvů a redukovaného napětí. Místo s největším celkovým posuvem se nachází ve spodní části krytu, podobně jako v předchozích výpočtech, obr. 57.



Obr. 57 Celkový posuv krytu při působení síly v kladném směru osy y , v [mm]

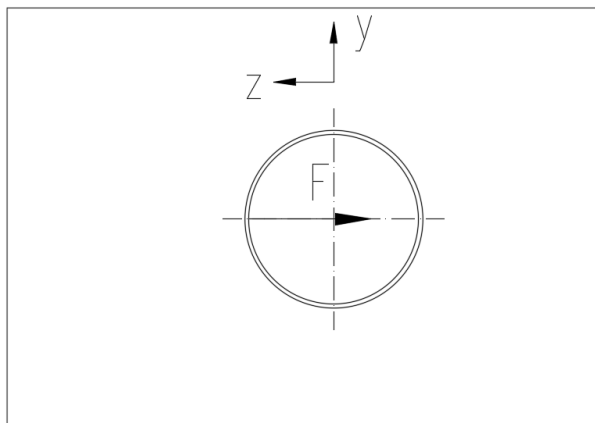
Z hlediska redukovaného napětí nedochází ke změnám, pokud působí síla v kladném nebo záporném směru této osy. Místo s maximální hodnotou redukovaného napětí bylo v připojení komínku s horní stěnou krytu.



Obr. 58 Redukované napětí HMM při působení síly v kladném směru osy y , v [MPa]

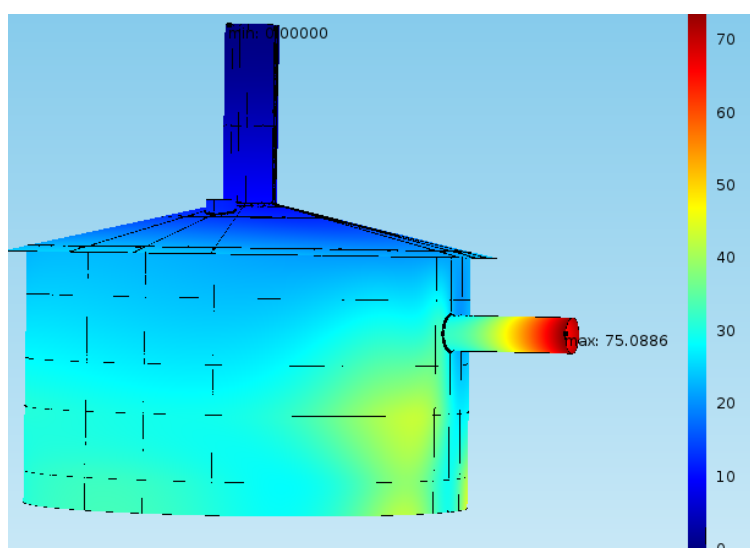
Vyhodnocení výsledků – směr působící síly v záporném směru osy z

Na obr. 59 je ukázán směr působící síly při pohledu na připojovací potrubí z čela



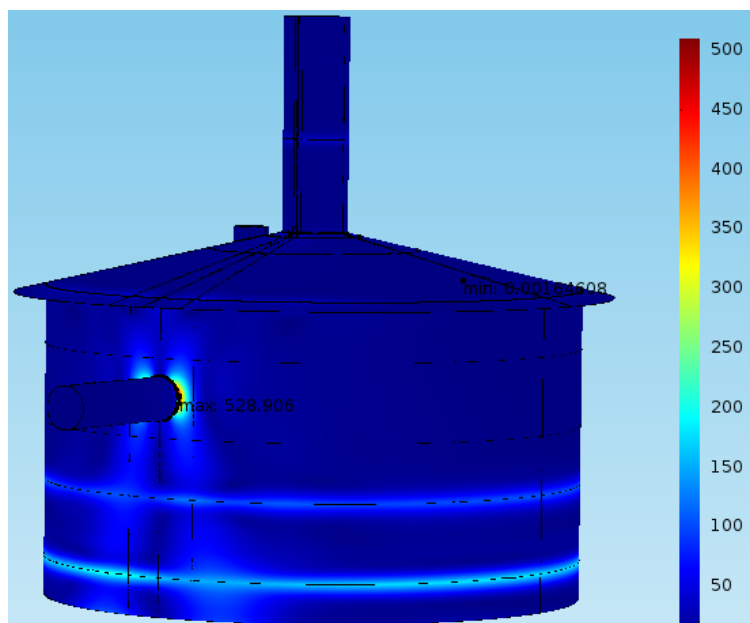
Obr. 59 Směr působení síly v záporném směru osy z při pohledu na čelo připojovací trubky

Z hlediska celkových posuvů byla tato varianta zatížení nejpriznivější. Docházelo k vybočení připojovací trubky do strany. Na konci potrubí byla vypočtena největší hodnota celkového posuvu, což je patrné z obr.60.

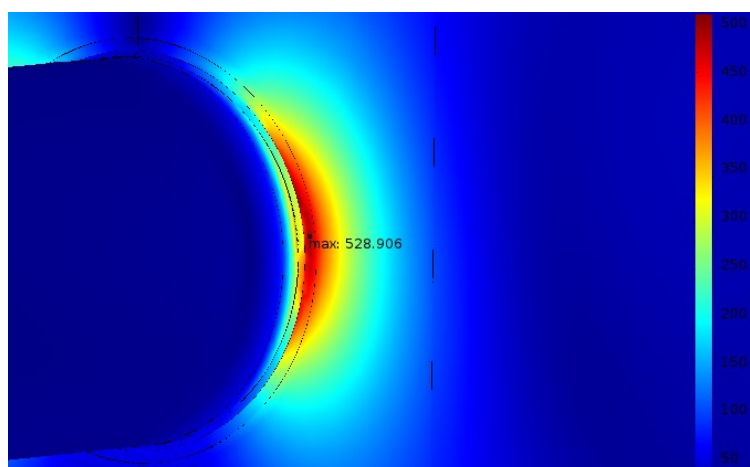


Obr. 60 Celkový posuv krytu při působení síly v záporném směru osy z, v [mm]

Maximální hodnota redukovaného napětí byla ve spojení boční stěny s připojovací trubicí pro odvod spalin, což je názorně vidět z obr. 61. Na obr. 62 je zobrazen detail maximálního redukovaného napětí.



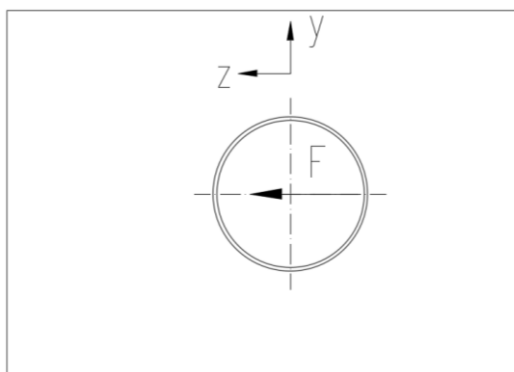
Obr. 61 Redukované napětí HMH při působení síly v záporném směru osy z , v [MPa]



Obr. 62 Detail maximálního redukovaného napětí HMH mezi připojovací trubicí a boční stěnou, v [MPa]

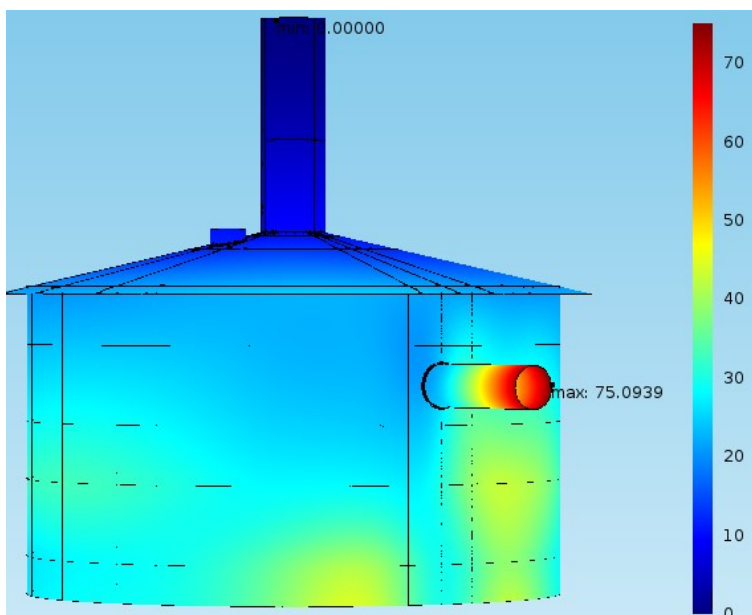
Vyhodnocení výsledků – směr působící síly v kladném směru osy z

Na obr. 63 je znázorněna poslední varianta zatížení pro výpočet.



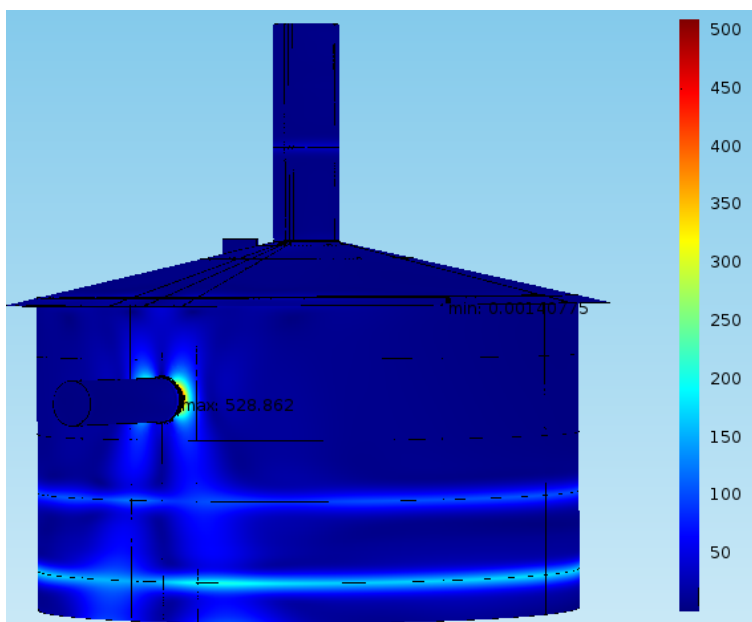
Obr. 63 Směr působení síly v kladném směru osy z při pohledu na čelo připojovací trubky

Při vyhodnocování poslední varianty zatížení došlo k potvrzení, že při změně směru síly v dané ose, nedochází k výrazně odlišným výsledkům. Místo maximálního celkového posuvu bylo na konci připojovacího potrubí obr. 64.



Obr. 64 Celkový posuv krytu při působení síly v kladném směru osy z, v [mm]

Oblast maximálního redukovaného napětí zůstala shodná se záporným směrem působící síly v ose z, viz obr. 65.

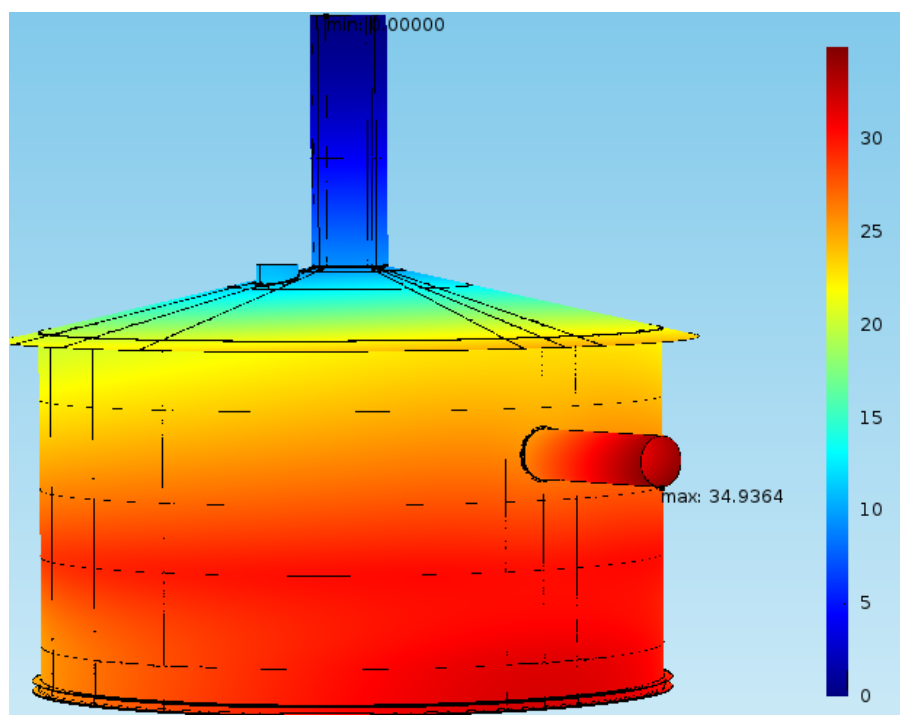


Obr. 65 Redukované napětí HMH při působení síly v kladém směru osy z, v [MPa]

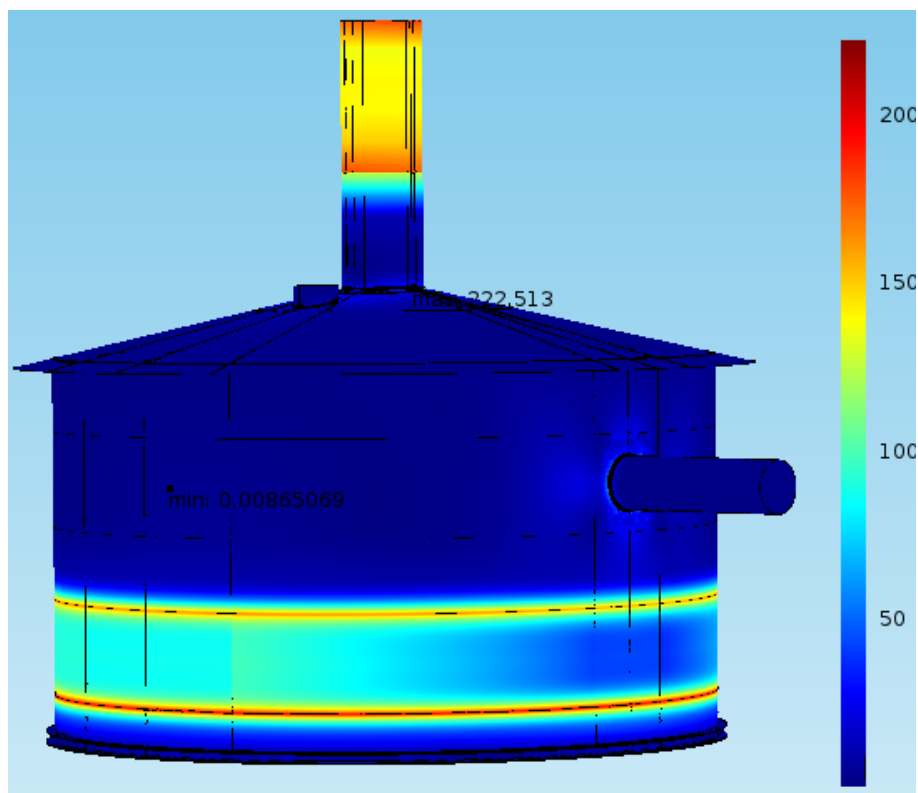
Celkové zhodnocení výsledků připojovacího potrubí

Z předchozích šesti výpočtů vyplývá, že síly působící na konci připojovací trubky pro odvod spalin mají výrazný vliv na napěťové pole v krytu pece. Jelikož se jednalo o prvotní geometrii tohoto provedení byla při výpočtech překročena mez kluzu materiálu. Kritickými místy z hlediska redukovaného napětí byly spojení boční a horní stěny, horní stěny a komínku, boční stěny a připojovacího potrubí. Pro zlepšení výsledků by bylo zapotřebí tyto spojení lépe vyřešit, popřípadě zvětšit tloušťky horní a boční stěny. Bohužel v důsledku zvětšování stěn dochází ke zvyšování hmotnosti krytu. Zkoumaný kryt měl hmotnost 550 kg.

Pro snížení maximálního celkového posuvu v dolní části krytu bylo zapotřebí vyztužit spodní okraj krytu. K vyztužení byl použit skružený U – profil, který byl spojen s krytem v jeho spodní části. Byl proveden výpočet s vyztuženým krytem, při kterém síla působila v záporném směru osy x. Jedná se o případ s největším celkovým posuvem 172 mm obr. 46. Z obr. 66 je patrné, že došlo k výraznému zlepšení celkového posuvu. Posuv byl snížen na maximální hodnotu 35 mm. Díky vyztužení došlo také ke snížení maximálního redukovaného napětí HMM. Špička redukovaného napětí se přesunula ke spojení komínku a horní stěny, viz obr. 67.



Obr. 66 Celkový posuv vyztuženého krytu U – profilem, v [mm]



Obr. 67 Redukované napětí HMF vyztuženého krytu U – profilem, v [MPa]

3. Závěr

Na začátku práce bylo řešeno srovnání výpočtu za pomoci metody konečných prvků s analytickým výpočtem na tlustostěnné trubce. Srovnání ukázalo naprostou shodu obou výpočtů.

V další části práce byly analyzovány různé geometrické modely horního dílu krytu pece, která slouží ke zbavování okují. Nejprve byly analyzovány zjednodušené modely, které předpokládaly rotačně symetrické uložení i zatížení. Za pomoci těchto modelů byla zkoumána geometrie boční stěny. Z vypočtených výsledků dosahoval nižší hodnoty redukovaného napětí model s přímou boční stěnou. Při prvotním návrhu překročilo redukované napětí mez kluzu materiálu, čili hodnotu 210 MPa při 800 °C. V důsledku toho byla zvýšena tloušťka boční stěny ze 4 mm na 7 mm. Kritickým místem se ukázalo spojení boční stěny.

Při zkoumání vlivu připojovací trubky pro odvod spalin bylo zjištěno, že nejméně příznivým případem z hlediska celkového posuvu je působení síly v ose připojovací trubky. Osová síla byla vyšší z důvodu dominance této síly při teplotním namáhání potrubí než působící síly v ostatních směrech. Vypočtené hodnoty celkových posuvů byly natolik velké, že by způsobily nefunkčnost horního dílu krytu pece. Z toho důvodu byl kryt vyztužen U – profilem ve spodní části, aby došlo ke snížení celkového posuvu. Působící síly způsobovaly špičky redukovaného napětí v blízkosti spojení stěn a ve spojení připojovací trubky k boční stěně. Vyztužení spodní části krytu pomohlo snížit také tyto špičky redukovaného napětí.

4. Seznam použité literatury

- [1] Pavelek - Termomechanika. *Pavelek - Termomechanika* [online]. Brno [cit. 2017-11-27]. Dostupné z: <http://ottp.fme.vutbr.cz/users/pavelek/termo/>
- [2] MACHÁČKOVÁ, Adéla. *Sdílení tepla a proudění: učební text*. Ostrava: Vysoká škola báňská - Technická univerzita, 2012. ISBN 978-80-248-2576-2.
- [3] DRÁBKOVÁ, Sylva. *Mechanika tekutin* [online]. Ostrava: Vysoká škola báňská - Technická univerzita, 2008 [cit. 2018-04-16]. ISBN 978-80-248-1508-4.
- [4] LENERT, Jiří. *Základy matematické teorie pružnosti*. Ostrava: VŠB - Technická univerzita Ostrava, 1997. ISBN 80-7078-437-7.
- [5] Höschl C.: *Vliv teploty na napjatost a pevnost částí*, Dům techniky ČSVTS Praha, Ústav termomechaniky ČSAV, Praha, 1986
- [6] LENERT, Jiří. *Pružnost a pevnost*. Ostrava: VŠB - Technická univerzita, 1998. ISBN 80-7078-572-1.